F 7414

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

MATEMATICĂ - FIZICĂ - MECANICĂ
TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

MECANICĂ

ELECTROTEHNICĂ

CONSTRUCŢII

CHIMIE

Tomul 22[36] **Fascicola 1**

IANUARIE–IUNIE
1977

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

Tom 22 (36) Fascicola 1

IANUARIE—IUNIE
1977

1989

BME KÖZPONTI KÖNYVTÁRA
F
7414
FOLYÓIRAT OSZTÁLY

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. em. dr. doc. ing. GHEORGHE SILAȘ (redactor șef), Acad. prof. dr. doc. ing. IOAN ANTON, Prof. em. ing. CONSTANTIN AVRAM, m. c. al Academiei R.S.R., Prof. dr. ing. MARIUS BORNEAS, Prof. dr. ing. VASILE COCHECI, Acad. prof. dr. doc. CORIOLAN DRĂGULESCU, Prof. dr. O. EM. GHEORGHIU, Prof. cons. ing. VICTOR GHEORGHIU, Prof. cons. dr. ing. GHEORGHE SAVII, Acad. prof. em. ing. DAN MATEESCU, Prof. dr. ing. IOAN NOVAC, Prof. dr. ing. CONSTANTIN ȘORA, Conf. dr. ing. LIVIU BRÎNDEU (secretar de colegiu).

P 71/1978

Corespondența pentru buletin se va trimite pe adresa :
COLEGIUL DE REDACȚIE :
al
Buletinului Științific și Tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia"
Bd. 30 decembrie nr. 2.
1900, Timișoara, R. S. România

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1848

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA

Tomul 22 (36) **Fascicola 1** **ianuarie-iunie 1977**

SUMAR

1. MATEMATICĂ – FIZICĂ – MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

H. SASAYAMA : Asupra generalizării abstracte a spaţiilor jet pentru varietăţi cu coordonate topologice liniare III. Prelungiri de cîmpuri tensoriale şi de conexiuni în varietăţi ale vitezei abstracte 13
S. PRASAD, P. MOHAPATRA : Mişcarea nestaţionară a unui fluid nenewtonian între doi pereţi paraleli cu sucţiune variabilă în timp 19
M. E. L. VANDEWIELE : Asupra ecuaţiei neliniare forţate Mathieu 27
N. BOJA : O metodă de introducere a spaţiilor neeuclidiene p-adice 31
A. FILIPESCU : Asupra unei clase de ecuaţii funcţionale Cauchy-Pexider 35
P. N. IZVERCEANU, A. HADNAGY, : Asupra unei clase de algebre polinomiale.. 37
C. HATVANY : Extensiuni ale algebrelor analitice 39
E. ROVENŢA : Măsuri Fuzzy 41
E. ROVENŢA : Şiruri de mulţimi vagi 43
E. SCHWAB : Asupra relaţiilor difuncţionale în categorii cu produse fibrate 46
M. BORNEAS, MINERVA CRISTEA, I. DAMIAN : Notă asupra principiului extins al drumului minim şi mulţimea cincidimensională spaţio-temporală 48
M. BORNEAS, MINERVA CRISTEA, I. DAMIAN : Înţelesuri posibile în spaţiu-timp ale „deplasărilor" unei secţiuni prin protospaţiu 50
COLETA DE SABATA, MINERVA CRISTEA, V. VLADUŢIU, G. PETCA : Elaborarea şi studiul unei ferite de Li cu ciclu izoperm (LIPT 1) 52
COLETA DE SABATA, V. VLĂDUŢIU, MINERVA CRISTEA, G. PETCA : Influenţa tratamentului termomagnetic asupra proprietăţilor feritei LIPT-1 54
Gh. SILAŞ, H. J. KLEPP, T. CIOARĂ, DOINA DRĂGULESCU, A. MARKUS : Asupra determinării teoretice şi experimentale a randamentului unei prese pneumatice 57
L. BRÎNDEU, DOINA BECHERESCU : Asupra studiului vibraţiilor longitudinale ale unei bare cu secţiune variabilă datorită unei mase fixate elastic de bară 60
I. DOBRE : Elemente noi privind răspunsul sistemelor oscilante la excitaţii aleatoare în teoria corelaţională 63
H. J. KLEPP, C. VELEANU : Studiul mobilităţii coloanei cervicale 66

MECANICĂ

I. VLĂDEAI şi V. BARBU : Cercetări experimentale asupra contribuţiei zonelor de stropire la răcirea apei în turnurile cu contracurent 69
C. UNGUREANU, N. OANCEA, D. NEGRU : Cercetări termice privind comportarea umpluturilor din plase din material plastic, dispuse orizontal într-un element de schimb prin care apa şi aerul circula în curent încrucişat 72
C. UNGUREANU, N. OANCEA, D. NEGRU : Cercetări termice şi aerodinamice privind sistemele de răcire în curent încrucişat constituite din plase din material plastic 76
G. PURI : O nouă instalaţie pentru determinarea directă a caracteristicii de injecţie 80
M. POPOVICI, V. ANTON, F. GYULAI : Influenţa paletelor de pe spatele coroanei rotorului asupra curbelor caracteristice energetice ale pompelor centrifuge 83

M. BĂRGLĂZAN : Lovitura de berbec într-un model de instalaţie hidroenergetică 89
I. FITERO, F. GYULAI : Consideraţii asupra pompelor cu rotor retras utilizabile în instalaţiile de epuisment ... 98
M. BĂRGLĂZAN : Analiza unui pulsator hidropneumatic ... 103
A. F. KUZMAN, I. POTENCZ, M. TRUŞCULESCU, I. MITELEA : Rezistenţa la eroziunea cavitaţională a unor oţeluri indigene. Influenţa tratamentului termic ... 107
A. DREUCEAN, I. SPOREA, Gh. PAULESCU : Studiul prelucrabilităţii prin aşchiere a aliajelor de tip silumin ... 110
I. SPOREA : Asupra posibilităţii utilizării nisipurilor de rîu (Timiş) în turnătorie ... 112
I. SPOREA : Asupra eficacităţii modificării aliajelor de tip silumin ... 115
Gh. SAVII, G. DRĂGHICI : Studiul privind prelucrabilitatea aliajului Ferrotic prin electroeroziune ... 119
P. COJEREANU, C. NICA : Relaţii între parametrii prelucrării prin deformare plastică a suprafeţelor cilindrice exterioare şi valitatea suprafeţelor prelucrate ... 123
M. TRUŞCULESCU, I. MITELEA : Influenţa tratamentului termomecanic asupra stabilităţii la revenire a oţelului criogenic aliat cu 9% Ni ... 126
A.M. TACHE, I. CARŢIŞ, I. MITELEA Comportarea la revenire a oţelului criogenic aliat cu 3,5% Ni ... 132
P. COJEREAN, L. BAGIU : Cercetări experimentale asupra îmbinărilor cu strîngere ... 139
P. COJEREAN : Comportarea ajustajelor cu strîngere la montări şi demontări repetate ... 144
I. LUNGU : Analiza cinematicii procesului de superfinisare ... 148
D. BOTH, I. MITELEA : Studiul posibilităţilor de sudare a unor coroane dinţate masive confecţionate din OLC 45 ... 151
E. CERNĂIANU, St. CĂPROIU : Studiul teoretic şi experimental cu privire la lucrul mecanic necesar pentru tăierea tulpinilor de cereale şi plante tehnice .. 153

ELECTROTEHNICĂ

I. HEINRICH, P. GHEJU : Unele consideraţii privind calculul indicatorilor de siguranţă în funcţionare pentru schemele electrice cu bare colectoare ... 159
V. STOICA : Generator de impulsuri cu faza şi/sau durata pseudoaleatoare cu distribuţie constantă ... 163
A. COLŢEA : Forţe în medii fluide neliniare ... 165
U. GRÜN, V. LĂPUŞAN, E. BĂRBULESCU ; Rezolvarea pe cale numerică a problemelor de cîmp plane în domenii de tip dirichlet date empiric ... 168
D. DABA : Forţa superficială efectiv exercitată de cîmpul electric staţionar în suprafeţele ce poartă o sarcină electrică liberă ... 172
D. POPOVICI, P. SCĂREANU : Stabilirea parametrilor comenzii variatorului de tensiune continuă la alimentarea unei maşini de curent continuu ... 174
I. VETRES : Unele precizări privind determinarea rezistivităţii în prezenţa inducţiei magnetice ... 177
D. FRANKEL : Observaţii privind comportarea dinamică a circuitelor electrice .. 179
St. BARTZER, M. VLĂDUŢIU : Fişa tehnologică pentru produse electrotehnice şi electronice ... 181
I. NOVAC : Consideraţii privind posibilităţile de mărire a cuplului de pornire a motoarelor asincrone în colivie cu bare adînci ... 184
M. FILDAN, I. ŞORA, E. SERACIN, I. BALACI : Studiul şi realizarea unei noi soluţii de acţionare electrică la electrocarul de 3 tone folosind variatorul static de tensiune continuă ... 187
S. IONEL : Determinarea cu calculatorul a densităţii de portabilitate la ieşirea elementelor neliniare ... 189
St. GÎRLAŞU : O nouă interpretare a erorilor produse la estimarea funcţiilor de corelaţie ... 192
Gh. ATANASIU : Consideraţii noi privind noţiunea de maşină electrică ... 196

E. SERACIN: Asupra funcționării acționărilor electrice cu mașină de inducție dublu alimentată 198
I. BOLDEA, M. BABESCU: Elemente de bază pentru optimizarea frînelor liniare de curenți turbionari pentru căi ferate 200
C. VELICESCU: Considerații asupra efectului pelicular la liniile electrice aeriene .. 204
V. DUȘA: Excitația pe două axe ca mijloc de lărgire a domeniului de funcționare stabilă a generatoarelor sincrone 207
E. PETRUȚIU și I. NAFORNITA: Generarea numerelor pseudoaleatoare cu lege de distribuție simetrică 210
St. PREITL: Asupra identificării proceselor liniare în variante funcționînd în circuit închis 213
St. GÎRLAȘU: Definirea operatorului densității spectrale 215
St. BARTZER: O metodă nouă de calcul pentru raportarea la arborele mașinii de acționare a mărimilor din ecuația mișcării 218
S. IONEL: Modelarea pe calculator a zgomotului alb. (Notă) 221
A. SOCENEANȚU: Stabilirea condiției de a fi determinată pentru o gramatică dată 222
A. SOCENEANȚU: Generarea automată a textelor de analiza sintetică de sus în jos, scrise în limbajul PL 225

CONSTRUCȚII

M. BÎLĂ, I. DAVID, P. BOERIU — Rezultate experimentale privind studiul hidrotransportului tulburelii sterile provenite de la instalațiile de preparare a minereurilor 229
I. CADAR, AGNETA TUDOR, AURORA FLOREA — Ipsos armat cu sticlă 233
EUGENIA FILIMON, E. CUTEANU — Considerații asupra verificării rețelelor mici inelare în regim tranzitoriu 236
I. FILIMON, I. DEUTSCH — Fisurarea elementelor de beton armat precomprimat 240
R. FRIEDRICH — Calculul plăcilor din beton armat ținînd seama de fisurare 248
C. JURA, M. GIURCONIU, I. MIREL — Cercetări asupra procesului de deferizare la concentrații de fier reduse 250
M. IVAN — Utilizarea metodei elementelor finite la calculul structurilor plane alcătuite din bare drepte 254
A. MIHĂIESCU, I. PĂTCAȘ, C. FURDUI, Gh. DĂNEȚIU, LIANA BOB — Considerații privind calculul la starea limită de fisurare a elementelor de beton armat solicitate la încovoiere cu torsiune 258
I. MUNTEANU, R. BĂNCILĂ — Structuri cu zăbrele cu imperfecțiuni la noduri 262
V. POPP, N. RACHIN, Z. REGEP — Studiul reprezentării tasărilor terenurilor în axonometria ortogonală dimensională 266
I. RADOSLAV — Utilizarea graficelor secvențiale pentru stabilirea structurii optime a unei construcții de adîncime 268
M. RAFIROIU — VELMEDO 2-ajutor pentru analiza sistemelor rutiere 274
M. VELICA, V. MANIOV — Cu privire la calculul potențialelor de trafic din orașul Timișoara 278
A. WEHRY, E. T. MAN — Porozitatea drenabilă a solului 282

CHIMIE

Academicianul CORIOLAN DRĂGULESCU [redacted] 285
C. DRĂGULESCU, Z. GROPȘIAN, MINODORA MEDELEANU: Obținerea $ZrCl_4$ prin clorurarea ZrO_2 pur 287
C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, P. TRIBUNESCU: Complecși ai colorantului cu acid antranil — N, N'diacetic (ANDA) 290
C. DRĂGULESCU, A. FERENCZ, E. PETROVICI: Noi liganzi de tip complexonic, II. Asupra sintezei sării disodice a acidului meso - 2,3 diaminosuccin - N,N' - diacetic ($Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$) 295

V. COCHECI, I. NEGULESCU : Contribuții la tratarea apelor saline destinate alimentării cazanelor cu aburi, I 297
D. BECHERESCU, I. BOITAN, ELISABETA IVAN: Studii în tehnologia carbidului II. Asupra rezistivității electrice a amestecului brichetat de var și cărbune 303
Gh. FASKO, MARIA PORAICU : Influența vibrării electrodului asupra proceselor de oxidare. Oxidarea anodică a manganatului de potasiu 306
R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY : Procedeu termo-vîscozimetric pentru analiza continuă a gazelor I. Considerații teoretice 311
I. RĂDOI, C. RADOVAN : Cîteva observații referitor la influența și mecanismul de acțiune a adaosului de $(NH_4)_2SO_4$ la electrodepunerea manganului 315
A. IOVI, V. URDEA, Gh. PÂRLEA, C. HAIDUC : Cercetări asupra procesului de obținere a îngrășămintelor complexe — nitrofosfați 319
GH. C. CONSTANTINESCU, C. AMBRUȘ, N. DEMIAN: Combinații complexe ale Au (III), cu verde maladrit substituit și aplicațiile lor analitice. II. Sistemul meta-verdenitral-halogenuri complexe 322
ARIANA MORARIU, I. JUDEAN: Contribuții la studiul descompunerii termice a percloraților metalici. I. Descompunerea pericloraților de fier, cobalt și nichel 326
G. OSTROGOVICH, ELENA CATALINA : Derivați acilici ai biuratului. IX. Noi date privind unele proprietăți fizice din seria 1,5-dialcanoil-biureților simetrici 331
G. OSTROGOVICH, MARIA NUȚIU : Studii în domeniul reacției biuretice. XII. Noi combinații complexe de nichel (II) ale acidului cianuric 334
Z. GROPȘIAN, MINODORA MEDELEANU, D. KOHN, M. MORARU : Rectificarea amestecului ternar clorbenzen-fenol-difenileter 340
C. ANDREI, I. NANU : Copolimeri ai dienelor conjugate cu monoesterii acidului maleic. XIII. Fotocopolimerizarea izoprenului cu monobutil-maleat 344
P. TRIBUNESCU, J. RISTICI : Studii privind reacțiile acizilor fenoxiacetici, I. Cinetica reacției de esterificare a acidului 2,4-diclorfenoxiacetic cu n-butanol 347
V. MEDELEANU, N. DOCA : Dinamica proceselor energetice pe suprafețe catalitice. I. Modelul matematic al schimburilor energetice 350

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA

Tome 22 (36) **Fasc. 1** **janvier-juin 1977**

SOMMAIR

MATHEMATIQUE, — PHISIQUE — MÉCANIQUE APPLIQUÉE

H. SASAYAMA : On the Abstract Generalization of Jet — Spaces for Manifolds with Linear Topological Coordinates III. Prolongations of Tensor Fields and Conexions into Manifolds o f Abstract Vitesse. 13
S. PRASAD, P. MOHAPATRA : Unsteady Motion of a Non-Newtonian Fluid Between Two Parallel Walls with Time Varying Suction 19
M.E.L. VANDEWIELE : Sur une équation non lineaire forcée de Mathieu 27
N. BOJA : An Method of introducing Noneuclidean Q_p-Spaces 31
A. FILIPESCU : Sur une système d'équations fonctionnelles Cauchy-Pexider 35
A. HADNAGY, P.N. IZVERCEANU : Sur une classe des algèbres polynomiales .. 37
C. HATVANY : Extensions of Analytical Algebras 39
E. ROVENŢA : Fuzzy measures 41
E. ROVENŢA : Sequences of Fuzzy Sets. 43
E. SCHWAB : Über difunktionale Relationen in Kategorien mit Faserprodukten.. 46
M. BORNEAS, MINERVA CRISTEA, I. DAMIAN : Note on the Extended Principle of Minimum Path and the Five-Dimensional Space-Time-Like Manifold 48
M. BORNEAS, MINERVA CRISTEA, I. DAMIAN : Possible Space-Time Meanings of Cross Section „Displacements" in Protospace. 50
COLETA DE SABATA, MINERVA CRISTEA, V. VLĂDUŢIU, G. PETCA : Ausarbeitung und Studium eines Li Ferrit mit isopermen Zyklus (LIPT-1) 52
COLETA DE SABATA, V. VLĂDUŢIU, MINERVA CRISTEA, G. PETCA : Der Einfluss der thermomagnetischen Behandlung auf die Eigenschaften des LIPT-1 Ferrites 54
Gh. SILAŞ., H. J. KLEPP, T. CIOARĂ, DOINA DRĂGULESCU, A. MARKUS : Uber die theoretische und experimentelle Bestimmung des Wirkungsgrades einer pneumatischen Presse 57
L. BRÎNDEU, DOINA BECHERESCU : On the Study of Longitudinal Vibrations of a Bar with Variable Section Due to a Mass Elastically Fixed at Bar 60
I. DOBRE : New Elements Concerning the Response of Oscillatory Systems Subjected to Random Excitations in the Correlation Theory. 63
H. J. KLEPP, C. VELEANU : Über Mobilitätsuntersuchungen an der Halswirbelsäule 66

II. MECANIQUE

I. VLĂDEA, V. BARBU : Experimentelle Untersuchungen über den Beitrag der Spritzzonen in Gegenstromkühl — Türmen auf die Wasserkühlung 69
C. UNGUREANU, N. OANCEA, D. NEGRU : Wärmetechnische Untersuchungen über das verhalten von füllungen aus netzförmigen Plastmassen in einem horizontalen austauchelement, in dem das Wasser und die Luft im Kreuzstrom zirkulieren. 72
C. UNGUREANU, N. OANCEA, D. NEGRU : Thermische und Aerodynamische Untersuchungen betreffs Kuhlturmsysteme in kreuzstrom Gebaut aus Plastmassennetzen 76
G. PURI : Ein neues gerät zur direkten Bestimm 80
M. POPOVICI, V. ANTON, F. GYULAI : The influence of the pump-out vanes upon the performances of centrifugal pump 83

M. BĂRGLĂZAN : Waterhammer in hydroenergetical model installation 89
I. FITERO, Fr. GYULAI : Considerations sur les pompes ayant le roue retraite utilisables dans les installations 98
M. BĂRGLĂZAN : Hydro-pneumatic pulser analysis 103
A. F. KUZMAN, I. POTENCZ, M. TRUŞCULESCU, I. MITELEA : Kavitationsfestigkeit einiger inländischer Stahle und Einfluss der Wärmebehandlung .. 107
A. DREUCEAN, I. SPOREA, Gh. PAULESCU : Beitrag zum Studium der spanabhebenden Bearbeitbarkeit von AL-Si Legierungen 110
I. SPOREA : Sur les possibilités d'utilisation du sable de rivière (Timiş) dans les fonderies 112
I. SPOREA : Über die Wirksamkeit des Modifizierens von Siluminiegierungen 115
Gh. SAVII, Gh. DRĂGHICI : Erforschung der funkencrosiven Bearbeitungsmöglichkeiten der Ferro-Tic Legierung 119
P. COJEREANU, C. C. NICA : Beziehungen zwischen den Bearbeitungsparametern der durch plastisches verformen Bearbeiteten zylindrischen aussenflachen und der erzielten Oberflächengute 123
M. TRUŞCULESCU, I. MITELEA : Zum Einfluss der Thermomechanischen Behandlung auf die Anlassbestandigkeit von 9% Ni-haltigen Tieftemperaturstahlen 126
A. M. TACHE, I. CARŢIŞ, I. MITELEA : Das anlassverhalten eines 3,5% Nihaltigen Tieftemperaturstahles 132
P. COJEREAN, L. BAGIU : Experimentelle untersuchungen von festsitzenden fügungen 139
P. COJEREAN : Das verhalten von festsitzenden Passungen bei wiederholten auf-und Abpressen..... 144
I. LUNGU : Analyse der kinematik des Superfinisch — Verfahrens..... 148
D. BOTH, I. MITELEA : Beitrag zum Studium der Schweissmöglichkeiten von Halberzeugnisse aus O.L.C. 45 für Zahnradkränze mit einem Querschnitt von ungefähr 10 000 m² 151
E. CERNĂIANU, St. CĂPROIU : L'étude théorique et experimental a l'égard de travail mécanique pour le cisaillement des tiges de cereales et plantes techniques 153

III. ELECTROTEHNIQUE

I. HEINRICH, P. GHEJU : Quelques considérations concernant le calcul d'indicateurs de sûreté en fonctionnement pour les schémas électriques à jeu des barres 159
V. STOICA ; Générateur d'impulsions à phase et/ou durée pseudo-aléatoires à distribution constante 163
A. COLŢEU, Forces dans les fluids nonlineaire 165
U. GRÜN, V. LĂPUŞAN, E. BĂRBULESCU, The Numerical Solution of Circle-Bounderied Plane-Field Problems when the Dirichlet Boundary-Conditions are given Empirically 168
D. DABA, Der Ausdruck der Flächendichte der Kraft, durch ein stationäres elektrisches Feld effektiv in einer freien Fläche mit elektrischen Oberflächenladungen hervorgerufen 172
D. POPOVICI, P. SCĂREANU, Die Bestimmung der Steuerkenndaten des Gleichstromstellers bei Speisung einer Gleichstrommaschine 174
I. VETRES, Einige Bemerkungen zur Bestimmung des spezifischen Widerstandes in stromdurchflossenen Plätchen in Anwesenheit der magnetischen Induktion 177
D. FRANKEL, Observations concernant les variables d'état et l'ordre de l'équation caracteristique dans les circuits électriques 179
ST. BARTZER, M. VLĂDUŢIU, Technologischer Laufzettel für Elektrotechnische und Elektronische Erzeugnisse 181
I. NOVAC, Considerations concernant les possibilitées d'augmentation du couple de demarrage des moteurs asynchrones a encoches profondes 184
M. FILDAN, I. ŞORA, E. SERACIN, I. BALACI, Study and Achievement of a New Solution for Electric Drive in a 3 tones Electric Truck Using a Chopper 187

S. IONEL, Die Berechnung der Wahrscheinlichkeitsdichte am Ausgang nichtlinearer Elemente mit Hilfe des Rechenautomats 189
ST. GÎRLAȘU, Une Nouvelle interprétation des erreurs produites á l'estimation de fonctions de correlations 192
GH. ATANASIU, New acception about the notion of the electric machine 196
E. SERACIN, Über die Funktionierung der elektrischen Antriebe mit doppelgespeister Induktionsmaschine 198
I. BOLDEA, M. BABESCU, Baseline specifications for the optimal design of linear eddy current rail brakes. 200
C. VELICESCU, The considerations about the skin effect on the overhead transmisson lines 204
V. DUȘA, L'excitation sur deux axes comme mojen d'élargissement du domaine de fonctionnement stable des générateurs synchrones 207
E. PETRIU, I. NEFORNITA, Generating pseudorandom numbers having symmetrical distribution law 210
ST. PREITL, On identification of invariable liniar processes functioning in closed circuit 213
ST. GÎRLAȘU, Définition de l'operateur de densité spectrale 215
ST. BARTZER, Eine neue Methode für die Berechnung der auf die Welle der Antriebsmaschine bezogenen grössen der Bewegungsgleichung 218
S. IONEL Die modellierung des weissen rauschens mit hilfe der rechenanlagen .. 221
A. SOCENEANȚU, The determination of the LR (K) property 222
A. SOCENEANȚU, The generation of a PL programm for an up down sintactical Analysis 225

IV. CONSTRUCTIONS

M. BÎLĂ, I. DAVID, P. BOERIU — Die schwebstofführung in offener Gerinne des tauben gesteins von Erzausarbeitungsanlagen 229
I. CADAR, AGNETA TUDOR, AURORA FLOREA — Glasfasserbewehrter gips 233
EUGENIA FILIMON, E. CUTEANU — Betrachtungen zur überprüfung der kleinen ringleitungsnetze in über gangs verhältnissen 236
I. FILIMON, I. DEUTSCH — Fissuration des elements en beton armé precontraint 240
R. FRIEDRICH — Berechnung von Stahlbetonscheiben mit berucksichtigung der rissbildung 248
C. JURA, M. GIURCONIU, I. MIREL — Betrachtungen über das Senken des Eisengskalts bei geringen Eisenkonzentrationen 250
M. IVAN — Primenenie metoda konecinîh elementov glia rasciota ploschih nesușcih shem iz priamolineinîh elementov 254
A. MIHĂIESCU, I. PĂTCAȘ, C. FURDUI, Gh. DĂNEȚIU, LIANA BOB — Betrachtungen zum grenzzustand der rissbildung von stahlbeton balken unter biegung und torsion 258
I. MUNTEANU, R. BĂNCILĂ — The influence of eccentricitity in knots on the state of strain in plane trusses 262
V. POPP, N. RACHIN, Z. REGEP — Etude de la réprésentation des tassements et de la stratifications des terrains dans l'axonométrie orthogonale dimensionnelle 266
I. RADOSLAV — L'emploi des graphique ségventionels pour le choix de la structure optime d'une construction souteraine 268
M. RAFIROIU — VELMEDO 2-An effective tool for the Analysis of stresses and displacements in layered systems 274
M. VELICA, V. MANIOV — Uber die Berechnung des Verkehrsaufkommens in dem Stadgebiet Timișoara 278
A. WEHRY, E. T. MAN — La porosité de drainage des sols 282

V. CHIMIE

The Academician CORIOLAN DRĂGULESCU [redacted] 285
C. DRĂGULESCU, Z. GROPȘIAN, MINODORA MEDELEANU: $ZrCl_4$ preparation by chlorination of pure ZrO_2 287

C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, P. TRIBUNESCU : Komplexverbindungen des Kobalts mit Antranil - N,N'-Diessigsäure (ANDA) 290
C. DRĂGULESCU, A. FERENCZ, E. PETROVICI : New complexone type ligands
II. Synthesis of disodic salt of meso-2,3-diaminosuccinic-N,N'-diacetic acid ($Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$) 295
V. COCHECI, I. NEGULESCU : Beitrag zur Aufbereitung von Wasser mit grossem Salzgehalt zur Speisung von Dampfkesseln Teil I..... 297
D. BECHERESCU, I. BOITAN, ELISABETA IVAN : Исследованмя в технологии карбида. II. К електрическому удельному сопротивлению брикетированной смеси извести и угля 303
Gh. FACSKO, MARIA PORAICU : The influence of electrode vibration on oxidation processes. The anodic oxidation of kalium manganate to kalium permanganate 306
R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY : Thermoviskosimetrisches Verfahren zur kontinuerlichen Gasanalyse. I 311
I. RĂDOI, C. RADOVAN : Some observations regarding the influence and the action of the added $(NH_4)_2SO_4$ upon the electrodeposition of manganese 315
A. IOVI, V. UDREA, Gh. PĂRLEA, C. HAIDUC : Investigations regarding the production process of the complex fertilizers-nitrophosphates 319
GH. C. CONSTANTINESCU, C. AMBRUȘ, N. DEMIAN : Complex combinations between substituted malachite green -Au (III) and their analytical applications II. The system meta-nitral green-complex halogenide.. 322
ARIANA MORARU, I. JULEAN : Contribution to the thermal decomposition study of the metal perchlorates
I. The decomposition of Fe (II), Co (II) and Ni (II) perchlorates 326
G. OSTROGOVICH, ELENA CATALINA : Acyl-biuret-derivatives
IX. New data about phisical properties of some symmetrical 1,5-dialcanoil-biurets 331
G. OSTROGOVICH, MARIA NUȚIU :
Studies of the biuret reaction
XII. New nickel (II) complexes of the cyanuric acid 334
Z. GROPȘIAN, MINODORA MEDELEANU, D. KOHN, M. MORARU : Rektifikation des ternäre Gemisches chlor-benzen-Phenol-Diphenyläter 340
C. ANDREI, I, NANU : Copolymere konjugierter diene mit monoester der maleinsäure. XIII. Die photocopolymerisation des isoprens mit monobutylmaleat 344
P. TRIBUNESCU, J. RISTICI : Studies of phenoxy-acetic acids reactions
I. Esterification kinetics of the 2,4-dichloro-phenoxy-acetic acid with butanol 347
V. MEDELEANU, N. DOCA : Dynamics of energetic processes on catalytic surfaces. I. A mathematical model of energetic exchanges 350

Prof. em. dr. doc. IOAN VLADEA
(1907–1976)

După absolvire în anul 1931, cu calificativul „foarte bine" a Şcolii politehnice din Timişoara, şi-a susţinut cu succes teza de doctorat în aerodinamică în anul 1933 la Şcoala tehnică superioară din Aachen.

Reîntors pe plaiurile natale s-a angajat la Uzinele IAR din Braşov, fiind unul din inginerii de elită care şi-a adus preţioase contribuţii la realizarea gamei de avioane IAR-80, iar din anul 1946 a activat în cadrul institutului nostru.

Eminent dascăl, profesorul emerit Ioan Vlădea şi-a dăruit întreaga experienţă şi bogatele-i cunoştinţe studenţilor, cărora le-a transmis pasiunea pentru meseria de inginer, pe care atît de mult o iubea.

Cunoscător temeinic a necesităţilor noii noastre industrii a fost unul din pionierii colaborării şcolii cu producţia, dirijînd activitatea catedrei de Termotehnică şi maşini termice spre domenii care astăzi i-au adus consacrarea : turnuri de răcire şi schimbătoare de căldură.

Valoros om de ştiinţă, apreciat în ţară şi peste hotare, a fost autorul unui număr impresionant de lucrări ştiinţifice din domeniile aeronauticii,

ale schimbului de căldură și masă, ale schimbătoarelor de căldură, ale turbinelor cu gaze și din diferite domenii ale energeticii. A colaborat la o serie de manuale și tratate inginerești (Manualul inginerului vol. I și II, Lexiconul tehnic român, Memorator termotehnic ș.a.).

Lucrarea de tinerețe „Compresorul motorului de avion" a fost premiată de Academia Română în 1940, iar din cele opt manuale și tratate de termotehnică, două au fost distinse cu premiul I al Ministerului Învățământului în anul 1963 (Manual de termotehnică) și al Academiei R.S.R. în anul 1974 (Tratat de termodinamică tehnică și transmiterea căldurii).

Stingerea prematură din viață a profesorului emerit dr. docent ing. Ioan Vlădea, încă în plină putere creatoare, a reprezentat o grea pierdere pentru institutul nostru, dar exemplul de conștiinciozitate și muncă perseverentă, de cinste și corectitudine, îl va păstra mereu viu în inimile tuturor celor care l-au cunoscut, l-au stimat și l-au iubit.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ON THE ABSTRACT GENERALIZATION OF JET-SPACES FOR MANIFOLDS WITH LINEAR TOPOLOGICAL COORDINATES III. PROLONGATIONS OF TENSOR FIELDS AND CONNEXIONS INTO MANIFOLDS OF ABSTRACT VITESSE.

By

HIROYOSHI SASAYAMA

The Sasayama Institute, Japan.

This paper is a sequel to the previous papers I, II (this Bulletin, Vol 19, pp. 7 , 111).

In the following, we shall the prolongations of abstract tensor fields and of abstract linear connection in the base point manifold with linear topological coordinates into the manifolds of abstract vitesse, by generalizing H. V. Craig's derived extensors and Y. Katsurada's extended connection parameters.

In the previous papers [15], [19], [21], [24], the present author has developed the theories of manifolds of abstract vitesse and theier extensor therories. In these theories, a parameter transformation $U \to \overline{U}=\overline{U}(U)$, $(u_1, \ldots, u_k) \to (\overline{u}_1, \ldots, \overline{u}_k)$ should be regarded not as a coordinate transformation but as a point transformation in $\mathbf{B}_0$.

In the manifolds of abstract vitesse, the coordinate transformation can be written in the following forms :

$$\overline{\mathbf{X}}_0^{(a_1,\ldots,a_{i-1},\,a_i+1,\,a_{1+i},\ldots,a_k)} = \sum_{b_1=0}^{a_1} \cdots \sum_{b_k=0}^{a_k} \partial_{\mathbf{X}^{(b_1,\ldots,b_k)}} \overline{\mathbf{X}}^{(a_1,\ldots,a_k)} (\mathbf{X}_0, \ldots, \mathbf{X}_0^{(a_1,\ldots,a_k)}$$

$$\mathbf{X}_0^{(b_1,\ldots,b_{i-1},\,1+b_i,\,b_{i+1},\ldots,b_k)}) \tag{3.1}$$

$$(0 \leqq a_1+\ldots+a_k \leqq m)$$

in the case of k^m- vitesse and

$$d_u^{a+1}\overline{\mathbf{X}}(U_0;\,\xi;\,\ldots;\,\xi) = \sum_{b=0}^{a} \partial_{d_u^b \mathbf{X}} [d_u^a \overline{\mathbf{X}}](\mathbf{X}_0, \ldots, d_u^a \mathbf{X}_0;\, d_u^{b+1}\mathbf{X}_0) \tag{3.2}$$

$$(a=0, \ldots, m)$$

in the case of $(m)_B$ - vitesse where $(x_1, \ldots, x_k)$, $\mathbf{X}$, $\mathbf{X}'$ be replaced by $(u_1, \ldots, u_k)$, U, $\mathbf{X}$ respectively and

$$\overline{\mathbf{X}}^{(a_1,\ldots,a_k)}(\mathbf{X}_0, \ldots, \mathbf{X}_0^{(a_1,\ldots,a_k)})$$

$$\equiv \left[\frac{\partial^{a_1+\ldots+a_k}\overline{\mathbf{X}}(\mathbf{X}(u_1, \ldots, u_k))}{\partial u_1^{a_1} \ldots \partial u_k^{a_k}}\right]_{u_i=0} (i=1,\ldots,k)$$

$$= \sum_{r=1}^{a_1+\ldots+a_k} \frac{1}{r!} \sum_{\substack{1<l_1,\ldots,l_r \leqq a_1+\ldots+a_k: \\ l_1+\ldots+l_r=a_1+\ldots+a_k}} \sum_{\substack{0<l_i<l_i: \\ =(s)=}} \sum_{\substack{l_1+\ldots+l_k=l_s,\ l_i+\ldots+l_i=a_i \\ (s)\quad (s)\quad (1)\quad (r)}}$$

$$(s=1, \ldots, r;\ i=1, \ldots, k)$$

$$\frac{a_1!}{(l_1!\ldots l_1!)_{(1)\ (r)}}\cdots\frac{a_k!}{(l_k!\ldots l_k!)_{(1)\ (r)}}\,d^r\overline{\mathbf{X}}(\mathbf{X}_0);$$

$$\mathbf{X}_0^{(l_1,\ldots,l_k)}{}_{(1)\ (1)};\ldots;\ \mathbf{X}_0^{(l_1,\ldots,l_k)}{}_{(r)\ (r)}) \tag{3.3}$$

$$(0<a_1+\ldots+a_k<m);$$

$$[d_u^a\overline{\mathbf{X}}](\mathbf{X}_0,d\mathbf{X}_0,\ldots,d^a\mathbf{X}_0)\equiv[d_u^a(;\Delta U;\ldots;\Delta U)\,\overline{\mathbf{X}}(\mathbf{X}(U))]_{u=u_0}$$

$$=\sum_{p=1}^{a}\frac{1}{p!}\sum_{1\leqq r_1,\ldots,r_p\leqq a:r_1+,,,+r_p=a}\frac{a!}{r_1!\ldots r_p!}\cdot d_x^p\overline{\mathbf{X}}(\mathbf{X}(U_0);d^{r_1}\mathbf{X}_0:\ldots;d^{r_p}\mathbf{X}_0).$$

$$(a=0,\ldots,m\leqq+\infty) \tag{3.4}$$

Now, let $V^0(\mathbf{X})$, $V_0(\mathbf{X})$ be the components of abstract contravariant, covariant vector fields of class C^m defined in a neighborhood $\mathfrak{D}$ of a point $P\in\mathfrak{M}$ in the system of local coordinates $(\mathbf{X})$ of $\mathfrak{M}$. Then, for any abstract vitesse $p^{(m)k}$, $d^m p$ at any $P\in\mathfrak{D}$, the quantities

$$V^{(a,\ldots,a_k)0}\equiv[V^{0(a_1,\ldots,a_k)}](\mathbf{X},\ldots,\mathbf{X}^{(a,\ldots,a_k)})$$

$$\equiv\sum_{r=1}^{a_1+,,,+a_k}\frac{1}{r!}\sum_{\substack{1\leqq l_1,\ldots,l_r\leqq a_1+\ldots+a_k:\\ l_1+\ldots+l_r=a_1+\ldots+a_k}}\cdot\sum_{\substack{0<l_j<l_s:\ l_1+\ldots+l_k=l_s,\ l_j+\ldots+l_j=a_j\\ =(s)=\ (s)\quad (s)\quad (1)\quad (r)}}$$

$$(s=1,\ldots,r;\ j=1,\ldots,k)$$

$$\frac{a_1!}{l_1!\ldots l_1!}\cdots\frac{a_k!}{l_k!\ldots l_k!}\,d_{\mathbf{X}}^r V^0(\mathbf{X};$$

$$\mathbf{X}^{(l_1,\ldots,l_k)}{}_{(1)\ (1)};\ldots;\ \mathbf{X}^{(l_1,\ldots,l_k)}{}_{(r)\ (r)}), \tag{3.5}$$

$$(0\leqq a_1+\ldots+a_k\leqq m);$$

$$d^aV^0\equiv[d^aV^0](\mathbf{X},\ldots,d^a\mathbf{X})=\sum_{p=1}^{a}\frac{1}{p!}\sum_{1\leqq r_1,\ldots,r_p\leqq a:r_1+\ldots+r_p=a}\frac{a!}{r_1!\cdots r_p!}\cdot$$

$$\cdot\,d_{\mathbf{X}}^p V^0(\mathbf{X};d^{r_1}\mathbf{X};\ldots;d^{r_p}\mathbf{X}), \tag{3.6}$$

$$(a=0,\ldots,m)$$

become the components of abstract non-crossed excontravariant exvectors at $P^{(m)k}$, d^mP in $(\mathbf{X})$ respectively where $\mathbf{X}^{(l_1,\ldots,l_k)}$ be the local coordinates of the given abstract $(m)_{\mathbf{B}}$ vitesse $P^{(m)k}$ in $(\mathbf{X})$ and $d^r\mathbf{X}$ be the local coordinates of the given abstract $(m)_B$ - vitesse d^mP in $(\mathbf{X})$ i.e. these quatities are transformed, under the coordinate transformations (3.1), (3.2), as follows:

$$\overline{V}^{(a_1,\ldots,a_k)0}\sum_{a_1=0}^{a_1}\cdots\sum_{b_k=0}^{a_k}\partial_{\mathbf{X}^{(b_1,\ldots b_k}}$$

$$\overline{\mathbf{X}}^{(a_1,\ldots,a_k)}(\mathbf{X},\ldots,\mathbf{X}^{(a_1,\ldots,a_k)};V^{(b_1,\ldots,b_k)0})=d\overline{\mathbf{X}}^{(a_1,\ldots,a_k)}(\mathbf{X},\ldots,\mathbf{X}^{(a_1,\ldots,a_k)};$$

$$V^{(0,\ldots,0)0},\ldots,V^{(a_1,\ldots,a_k)0}) \tag{3.7}$$

$$(0\leqq a_1+\ldots+a_k\leqq m);$$

$$d^a V0 = \sum_{b=0}^{a} \partial_{d^b \mathbf{X}} [d^a \overline{\mathbf{X}}] (\mathbf{X}_0, \ldots, d^a \mathbf{X} ; d^b V0) = d [d^a \overline{\mathbf{X}}] (\mathbf{X}, \ldots, d^a \mathbf{X} ; d^0 V0, \ldots, d^a V0) \tag{3.8}$$

$$(a = 0, \ldots, m)$$

i · e. $V^{(a_1, \ldots, a_k)0}$ $(0 < a_1 + \ldots + a_k < m)$, $d^a V0$ $(a=0, \ldots, m)$ are the prolongations of $V0(\mathbf{X})$ into the manifold of abstract k^m — vitesse at P and into the manifold of abstract (m) B - vitesse at P respectively.

Hence, we can obtain the prolongations of $V0(\mathbf{X})$ into an arbitrary set of abstract k^m -, (m) B vitesse over an arbitrary subset of $\mathfrak{D}$.

For $V_0(\mathbf{X})$, the quantities

$$V^{(m)}_{(a_1, \ldots, a_k)0} \sum_{m_1 + \ldots + m_k = m} V^{(m_1, \ldots, m_k)}_{(a_1, \ldots, a_k)0} \equiv \sum_{m_1 + \ldots + m_k = m} \left[V_0{}^{(m_1, \ldots, m_k)}_{(a_1, \ldots, a_k)} \right] (\mathbf{X}, \ldots$$

$$\ldots, \mathbf{X}^{(m_1 - a_1, \ldots, m_k - a_k)}$$

$$\equiv \sum_{m_1 + \ldots + m_k = m} \binom{m_1}{a_1} \cdots \binom{m_k}{a_k} \sum_{r=1}^{m - a_1 - \ldots - a_k} \frac{1}{r!} \cdot$$

$$\sum_{1 \leqq l_1, \ldots, l_r \leqq m - a_1 - \ldots - a_k : l_1 + \ldots l_r = m - a_1 - \ldots - a_k}$$

$$\cdot \sum_{\substack{0 < l_j = l_s : l_1 + \ldots + l_k = l_s, l_j + \ldots + l_j = m_j - a_j \\ (s) \quad (s) \quad (s) \quad (1) \quad (r)}}$$

$$(s = 1, \ldots, r ; j = 1, \ldots, k)$$

$$\frac{(m_1 - a_1)!}{l_1! \ldots l_1!} \cdots \frac{(m_k - a_k)!}{l_k! \ldots l_k!} \cdot d_x^r V_0 (\mathbf{X} ; \mathbf{X}^{(l_1, \ldots, l_k)}_{(1) \quad (1)} ; \ldots ; \mathbf{X}^{(l_1, \ldots, l_k)}_{(r) \quad (r)})$$

$$(0 \leqq a_1 + \ldots + a_k < m) \tag{3.9}$$

$$d^{(m)}_{(a)} V_0 \equiv [d^{(m)}_{(a)} V_0] (\mathbf{X}, \ldots, d^{m-a} \mathbf{X})$$

$$= \frac{m!}{a!} \sum_{p=1}^{m-a} \frac{1}{p!} \sum_{1 \leqq r_1, \ldots, r_d \leqq m - a : r_1 + \ldots + r_p = m - a}$$

$$\frac{1}{r_1! \ldots r_p!} d_x^p V_0 (\mathbf{X} ; d^{r_1} \mathbf{X} ; \ldots ; d^{r_p} \mathbf{X}) \tag{3.10}$$

$$(a = 0, \ldots, m)$$

become components of abstract covariant vectors at $P^{(m)}{}_k$, $d^m P$ in the manifold of abstract k^m- vitesse and in the manifold of abstract (m) $_B$ - vitesse respectively *i · e.* components of non-crossed abstract excovariant exvectors of range m $at_{P^{(m)}{}_k}$, $d^m P$ respectively.

In other words, $V^{(m)}_{(a_1, \ldots, a_k)0}$, $d^{(m)}_{(a)} V_0$ $(0 \leqq a_1 + \ldots + a_k \leqq m, a = 0, \ldots, m)$ are transformed, under the coordinate transformations (3.1), (3.2), as follows :

$$\overline{V}^{(m)}_{(a_1, \ldots, a_k)0} = \sum_{\substack{0 \leqq b_1 + \ldots + b_k \leqq m, \\ a_1 \leqq b_1, \ldots, a_k \leqq b_k}} \overline{X}^{*\,(b_1, \ldots, b_k)}_{(a_1, \ldots, a_k)} (\overline{\mathbf{X}}, \ldots$$

$$\ldots, \overline{\mathbf{X}}^{(b_1 - a_1, \ldots, b_k = a_k)} ; V^{(m)}_{(b_1, \ldots, b_k)0})$$

$$(0 \leqq a_1 + \ldots + a_k \leqq m), \tag{3.11}$$

$$d^{(m)}_{(a)}\, V_0 = \sum_{b=a}^{m} \left[d^{(b)}_{(a)}\, X^* \right] (\overline{\mathbf{X}}, \ldots, d^{b-a}\, \overline{\mathbf{X}}\,;\, d^{(m)}_{(b)}\, V_0)$$

$$(a=0, \ldots, m), \tag{3.12}$$

where

$$\underline{X}^{*(b_1, \ldots, b_k)}_{(a_1, \ldots, a_k)} (\overline{\mathbf{X}}, \ldots, \overline{\mathbf{X}}^{(b_1 - a_1, \ldots, b_k = a_k)}\,;\, \xi) \equiv$$

$$\binom{b_1}{a_1} \cdots \binom{b_k}{a_k}\, \underline{X}^* (\overline{\mathbf{X}} (\mathbf{X} (u_1, \ldots, u_k))\,;\, \xi)^{b_1 = a_1, \ldots, b_k = a_k} \tag{3.13}$$

$$\left[d^{(b)}_{(a)}\, \underline{X}^* \right] (\overline{\overline{\mathbf{X}}}, \ldots, d^{b-a} \overline{\overline{\mathbf{X}}}\,;\, \xi) \Big|\Big| \binom{b}{a}\, d_u^{b=a}\, (\,;\, \Delta U\,;\, \ldots\,;\, \Delta U)\, \mathbf{X}^* (\overline{\mathbf{X}} ((\mathbf{X}\, U))\,;\, \xi) \tag{3.14}$$

and $X^* (\overline{\mathbf{X}}\,;\, \xi) = \mathrm{d}\mathbf{X})^* (\overline{\mathbf{X}}\,;\, \xi)$ be the adjoint of the functional $\mathrm{d}\mathbf{X} (\overline{\mathbf{X}}\,;\, \xi)$ in ξ, provided that, for V_0 the coordinate space $\mathbf{B}$ of $\mathfrak{M}$ be supposed to be a Banach space $\mathbf{E}$ with a real-valued bilinear inne product $[\mathbf{X}, \mathbf{Y}]$ defined in $\mathbf{E}^2$ independently of the norm $\| \mathbf{X} \|$ such that $[\mathbf{X}, \mathbf{Y}] = 0$ $(\forall \mathbf{X} \in \mathbf{B})$ implies $\mathbf{Y} = 0$ and $[\mathbf{X}, \mathbf{Y}] = 0$ $(\forall \mathbf{Y} \in \mathbf{B})$ implies $\mathbf{X} = 0$ and the adjoint $(\mathrm{d}X)^* (X\,;\, \eta)$ of the differential $\mathrm{d}\overline{\mathbf{X}} (\mathbf{X}\,;\, \mathrm{d}\overline{\mathbf{X}})$ of $\mathbf{X} (\overline{\mathbf{X}})$ in $\mathrm{d}\overline{\mathbf{X}}$ be supposed to exist always through the domain in which $X (\overline{\mathbf{X}})$ is defined.

That is to say, $V^{(m)}_{(a_1, \ldots, a_k) 0}$, $d^{(m)}_{(a)}\, V_0$ $(0 \leqq a_1 + \ldots + a_k \leqq m,\ a = 0, \ldots, m)$ are the prolongations of $V_0 (\mathbf{X})$ into the manifold of abstract k^m- viteze at P and into the manifold of abstract $(m)_{\mathbf{B}}$-vitesse at P respectively.

Hence, we can obtain the prolongations of V_0 $(\mathbf{X})$ into an arbitrary set of abstract vitesse ove an arbitrary subset of $\mathfrak{M}$.

Similarly for abstract tensor fields using the forms of H. V. Craig's derived extensors in [3].

That is, we can generalize H. V. Craig$_5$s derived extensors as prolongations of abstract tensor fields into the manifold of abstract jets.

Next, when the manifold $\mathfrak{M}$ has an affine connexion of which the abstract connexion parameters in each local coordinate system $(\mathbf{X})$ are given by the functional $\Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet} (\mathbf{X}, \xi, \eta)$, we put as follows

$$\Gamma^{(a_1, \ldots, a_k)\, 0}_{(b_1, \ldots, b)\, \bullet\, (c_1, \ldots, c_k) \bullet} (\mathbf{X}, \ldots, \mathbf{X}^{(a_1 = b_1 = c_1, \ldots, a_k = b_k = c_k)}, \xi, \eta) \equiv$$

$$\prod_{i=1}^{k} \binom{a_i}{b_i,\ c_i} \left[\Gamma^{0}_{\bullet\bullet\ (b_1, \ldots, b_k)\ (c_1, \ldots, c_k)}{}^{(a_1, \ldots, a_k)} \right] (\mathbf{X}, \ldots$$

$$\ldots, \mathbf{X}^{(a_1 - b_1 - c_1, \ldots, a_k - b_k - c_k)}, \xi, \eta)$$

$$\equiv \prod_{i=1}^{k} \binom{a_i}{b_i, c_i} \frac{\partial^{a_1 + \ldots + a_k - b_1 - \ldots - b_k - c_1 - \ldots - c_k}}{\partial u_1^{a_1 - b_1 - c_1} \ldots \partial u_k^{a_k - b_k - c_k}} \cdot \Gamma^{0}_{\bullet\bullet} (\mathbf{X} (u_1, \ldots, u_k), \xi, \eta)$$

$$\prod_{i=1}^{k} \frac{a_i\,!}{b_i\,!\, c_i\,!\, (a_i - b_i - c_i)!} \sum_{p=1}^{a_1 + \ldots + a_k - b_1 - \ldots - b_k - c_1 - \ldots - c_k}$$

$$\frac{1}{p\,!} \sum_{\substack{1 \leqq r_1, \ldots, r_p \leqq a_1 + \ldots + a_k - b_1 - \ldots - b_k - c_1 - \ldots - c_k: \\ r_1 + \ldots + r_p = a_1 + \ldots + a_k - b_1 - \ldots - b_k - c_1 - \ldots - c_k}}$$

$$\sum_{\substack{0 \leqq l_j \leqq l_s : l_1 + \ldots + l_k = r_s,\ l_j + \ldots + l_j = a_j - b_j - c_j \\ (s) \quad (s) \quad (s) \quad (1) \quad (p)}}$$

$$(j = 1, \ldots, p\,;\ s = 1, \ldots, k\,;)$$

$$\cdot \prod_{h=1}^{k} \frac{(a_h-b_h-c_h)!}{\underset{(1)}{l_i!}\ldots\underset{(p)}{l_i:}} d^p \Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}(\mathbf{X};\ \mathbf{X}^{(l_1,\ldots,l_k)}_{(1(\quad(1)}\ ;\ \ldots;\ \mathbf{X}^{(l_1,\ldots,l_k)}_{(p)\quad(p)})$$

where $\Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}(\mathbf{X},\ \xi,\ \eta)$ be bilinear in ξ, η and $\binom{a}{b,c} \equiv \frac{a!}{b!c!(a-b-c)!}$ (for $p-b-c \geqq 0$)

$$0 \equiv (\text{for } a-b-c<0);$$

$$\left[d^{(a)}_{(b),(c)}\Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}\right](\mathbf{X},\ldots,d^{a-b-c}\mathbf{X},\ \xi,\ \eta) \equiv \binom{a}{b,c}\cdot\left[d^{a-b-c}\Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}\right](\mathbf{X},\ldots,d^{a-b-c}\mathbf{X},\ \xi,\ \eta)$$

$$\equiv \binom{a}{b,c}\sum_{p=1}^{a-b-c}\frac{1}{p!}\sum_{1\leqq r_1,\ldots,r_p\leqq a-b-c:\ r_1+\ldots+r_p=a-b-c}$$

$$\frac{(a-b-c)!}{r_1!\ldots r_p!}d^p\Gamma^{d}_{\bullet\bullet}(\mathbf{X},\ \xi,\ \eta;\ d^{r_1}\mathbf{X};\ \ldots;\ d^{r_p}\mathbf{X}) =$$

$$+\binom{a}{b,c}\left[d_u^{a-b-c}(\ ;\ \Delta U;\ \ldots;\ \Delta U)\cdot\Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}(\mathbf{X}(U),\ \xi,\ \eta)\right] \tag{3.16}$$

$$\mathbf{X}(U)\equiv\mathbf{X},\ \ldots,\ d_u^{a-b-c}\mathbf{X}(U;\ \Delta U;\ \ldots,\Delta U)\equiv d^{a-b-c}\mathbf{X}.$$

Then, under a coordinate transformation (3.1), (3.2), these quantities

$$\Gamma^{(a_1,\ldots,a_k)\circ}_{(b_1,\ldots,b_k)\bullet(c_1,\ldots,c_k)\bullet}(\mathbf{X},\ \ldots\ \mathbf{X}^{(a_1-b_1-c_1,\ldots,a_k-b_k-c_k)},\ \xi,\ \eta,$$

$$\left[d^{(a)}_{(b),(c)}\Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}\right](\mathbf{X},\ldots,d^{a-b-c}\mathbf{X},\ \xi,\ \eta)$$

are transformed as follows:

$$\overline{\Gamma}^{(a_1,\ldots,a_k)\circ}_{(b_1,\ldots,b_k)\bullet(c_1,\ldots,c_k)\bullet}(\overline{\mathbf{X}},\ldots,\overline{\mathbf{X}}^{a_1-b_1-c_1,\ldots,a_k-b_k-c_k)},\ \xi,\ \eta)$$

$$=\sum_{a_1'=b_1+c_1}^{a_1}\ldots\sum_{a_k'=b_k+c_k}^{a^k}\sum_{b_1'=b_1}^{a_1'-c_1}\ldots\sum_{b_k'=b_k}^{a_k'-c_k}\sum_{c_1'=c_1}^{a_1'-b_1'}\ldots$$

$$\ldots\sum_{c_k'-c_k}^{a_k'-b_k'}\partial_{\mathbf{X}^{(a_1',\ldots,a_k')}}[\overline{\mathbf{X}}^{(a_1,\ldots,a_k)}](\mathbf{X},\ldots$$

$$\ldots,\mathbf{X}^{(a_1,\ldots,a_k)};\ \left\{\Gamma^{(a_1',\ldots,a_k')\circ}_{(b_1',\ldots,b_k')\bullet(c_1',\ldots,c_k')\bullet}(\mathbf{X},\ldots,\right.$$

$$\ldots\mathbf{X}^{(a_1'-b_1'-c_1',\ldots,a_k'-b_k'-c_k')}\ \partial_{\overline{\mathbf{X}}^{(b_1,\ldots,b_k)}}\mathbf{X}^{(b_1',\ldots,b_k')}(\overline{\mathbf{X}},\ldots,$$

$$\ldots,\overline{\mathbf{X}}^{(b_1',\ldots,b_k')};\ \xi),\ \partial_{\overline{\mathbf{X}}^{(c_1,\ldots,c_k)}}\mathbf{X}^{(c_1',\ldots,c_k')}(\overline{\mathbf{X}},\ldots$$

$$\ldots,\overline{\mathbf{X}}^{(c_1',\ldots,c_k')};\ \eta))+\partial_{\overline{\mathbf{X}}^{(c_1,\ldots,c_k)}}\partial_{\overline{\mathbf{X}}^{(b_1,\ldots,b_k)}}\mathbf{X}^{(a_1',\ldots,a_k')}(\overline{\mathbf{X}},\ldots,$$

$$\left.\ldots,\overline{\mathbf{X}}^{(a_1',\ldots,a_k')};\ \xi;\ \eta)\right\}), \tag{3.17}$$

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1848 KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

$$\left[d^{(a)}_{(b),(c)}\ \Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}\right](\overline{\mathbf{X}},\ldots,d^{a-b-c}\,\overline{\mathbf{X}},\ \xi,\eta)=$$

$$\sum_{a'+b+c}^{a}\partial_{d^{a'}\mathbf{X}}[d^{a}\overline{\mathbf{X}}]\,(\mathbf{X},\ldots,d^{a}\mathbf{X};\Big\{\sum_{b'=b}^{a'-c}\sum_{c'-c}^{a'\quad b'}$$

$$\left[d^{(a')}_{(b')},_{(c')}\ \Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}\right](\mathbf{X},\ldots,d^{a'-b'-'c}\mathbf{X},\ \partial_{d^{b}}\,\overline{\mathbf{X}}\,[d^{b'}\mathbf{X}]\,(\overline{\mathbf{X}},\ldots,d^{b'}\,\overline{\mathbf{X}};\ \xi),$$

$$\partial_{d^{c}}\,\overline{\mathbf{X}}\,[d^{c'}\mathbf{X}]\,(\overline{\mathbf{X}},\ldots,d^{c'}\,\overline{\mathbf{X}};\ \eta))+\partial_{d^{c}}\,\overline{\mathbf{X}}\,\partial_{d^{d}}\,\overline{\mathbf{X}}[d^{a'}\mathbf{X}]\,(\overline{\mathbf{X}},\ldots,d^{a'}\,\overline{\mathbf{X}};\ \xi;\ \eta)\}),\qquad(3.18)$$

i.e. the quantities

$$\Gamma^{(a_1,\ldots,a_k)\,\circ}_{(b_1,\ldots,b_k)\,\bullet\,(c,\ldots,c_k)\,\bullet}(\mathbf{X},\ldots,\mathbf{X}^{(a_1-q_1-c_1,\ldots,a_k-b_k-c_k)}\ \xi,\ \eta)$$

$$(0\leqq a_1+\ldots+a_k\leqq m,\ 0\leqq b_1+\ldots+b_k\leqq m,\ 0\leqq c_1+\ldots+c_k\leqq m),$$

$$\left[d^{(a)}_{(b),(c)}\ \Gamma^{\circ}_{\bullet\bullet}\right](\mathbf{X},\ldots,d^{a-b-c}\mathbf{X},\ \xi,\ \eta)$$

$$(a,\ b,\ c=0,\ \ldots,\ m)$$

become components of abstract affine connexion parameters in the manifold of abstract k^m- lvitesse and in the manifold of general abstract vitesse respectively.

That is, these quantities give the prolongations of the given abstract affine connexion in $\mathfrak{M}$ into the manifold of abstract k^m- vitesse and into the manifold of $(m)_B$ - vitesse.

ABSTRACT OF REFERENCES

[1] H. Sasayama, On the abstract spaces of arbitrary order. Journal of Spatial Mathematics of the Sasayama Research Room, Vol. 8 (1965), pp. 73—190 ; *Errata.* loc. cit., Vol. 12 (1969), pp. 91—108 ; *Supplementary Errata.* Loc. cit., Vol. 13 (1970), pp.73—78.

[2] H. Sasayama, On the generalized order intrinsic derivation $f(\delta/\delta t)$ in the space of linear topological coordinates. Journal of Spatial Math. of the Sasayama Research Room,Vol. 9(1966), pp. 199—384.

[3] H. Sasayama, On generalizations to multiple and abstract variables of R. Hoppe's, Faà di Brono's and A. Fais' formulae for explicit forms of higher order derivatives of composite functions. Journal of Spatial Math. of the Sasayama Research Room, Vol. 11 (1968), pp. 247—284 ; *Errata* : loc. cit., Vol. 14 (1971), pp. 51—58.

[4] H. Sasayama, On the abstract non-holonomic quasi-euclidean spaces of line-elements. Jour. Spatial Math. Sasayama Res. Romm, Vol. 12 (1969), pp. 1—90.

[5] H. Sasayama, On the abstract spaces of extended points of higher positive integral order for multiple parameters I. Generalizations of formulae for higher order derivatives of productfunctions and H. V. Craig's formula to abstract vector- valued composite functionals $F(t_1,\ldots,t_k)$; $V_1(t_1,\ldots,t_k),\ldots,V_p(t_1,\ldots,t_k))$, $F(x(t_1,\ldots,t_k))$. Jori. Spat. Math. Sasayama Res. Room, Vol. 12 (1969), pp.109—248.

[6] H. Sasayama, On the abstract spaces ofextended points of higher positive integral order for multiple inrameters II. Abstract extangent bundle and extended abstract frame bundle of k-ple order. Journal of Spatial Math. of the Sasayama Res. Room, Vol. 13 (1970), pp. 1—72.

[7] H Sasayama. On the abstract spaces of extended points of higher positive integral order, for multiple parameters III. Abstract extensors of positive integral k-ple ranges. Jour. Spat. Math. Sasayama Res. Room, Vol. 13 (1970), pp. 79—280.

[8] H. Sasayama, On generalizations of R. Hoppe's and Vaà di Bruno's formulae for m-th order derivatives of the composite function $F(u_1,\ldots,u_k,\ x_1(u_1,\ldots,u_k),\ldots x_n(u_1,\ldots,u_k))$ and generalized A. Fais' formula for the m-th order Fréchet-differential of the composite functional $F(\mathbf{x}_1(\mathbf{U}),\ldots,\mathbf{x}_p(\mathbf{U}))$. Jour. Spat. Math. Sasayama Res. Room, Vol. 14 (1971), pp. 79—108.

[9] H. Sasayama, On the of abstract parameter surface-elements of integral higher order. Journal of Spatial Mathematics of the Sasayama Research Room, Vol. 14 (1971), pp. 190—182.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

UNSTEADY MOTION OF A NON-NEWTONIAN FLUID BETWEEN TWO PARALLEL WALLS WITH TIME-VARYING SUCTION

BY

SHANKAR PRASAD MISHRA AND PRITI MOHAPATRA

Post-Graduate Department of Mathematics Utkal University, Bhubane swar, India.

INTRODUCTION

Lighthill (1954) initiated the time dependent viscous flow problem in which he considered the response of the laminar boundary layer of a fixed cylindrical body to unsteady fluctuations of the free stream velocity. This was extended by Stuart (1955) to the case of an oscillatory flow over an infinite flat plate, with constant suction. Messiha (1966) studied Stuart's problem by introducing variable suction at the plate. Soundalgekar and Puri (1969) have solved the problem by Messiha replacing viscous liquid by an elastico-viscous liquid. Mishra, Dash and Sinha Roy have also solved a similar problem with the non-Newtonian liquid model considered in this paper. But a slightly different type of flow situation can be thought of in which a non-Newtonian liquid flows unsteadily between two infinite plane porous walls when one plate is assumed to be fixed and the motion of the other wall as well as the suction velocity vary periodically with time about a non-zero constant mean. The nature of the present work is completely different from the problems referred above and to the authors knowledge no attempt has yet been made to solve such a problem.

The constitutive equations of motion of the non-Newtonian liquid are

$$p_j^i = -p\delta_j^i + 2\mu d_j^i + 4\mu_c d_\alpha^i d_j^\alpha, \tag{1}$$

$$p\left[\frac{\partial v^i}{\partial t} + v^j v^i_{,j}\right] = p^i_{j,j}, \tag{2}$$

$$v^i_{,i} = 0 \tag{3}$$

where p_j^i is the stress tensor, d_j^i is the rate of strain tensor given by

$$2d_j^i = v^i_{,j} + v^j_{,i} \tag{4}$$

v^i is the velocity vector, δ_j^i is the Kronecker's delta, μ and μ_c are respectively the coefficients of viscosity and cross viscosity which are in general functions of the strain invariants I_1, I_2, I_3 given by

$$I_1 = d_i^i, \quad I_2 = \frac{1}{2}\left[(d_i^i)^2 - d_k^i d_k^i\right], \quad I_3 = \det(d_k^i).$$

FORMULATION OF THE PROBLEM.

We consider a two-dimensional flow of the liquid, which fills the region between two infinite plane porous walls. One wall is assumed to be fixed and the motion of the other wall varies periodically with time. The x-axis is taken along the fixed wall and the y-axis is normal to it. The moving wall is at a distance $y = \frac{h}{R}$, where R is the suction Reynold's number to be defined later. The fluid is assumed to be viscous and incompressible with a variable viscosity and the flow takes place due

to the shearing action of the moving wall with vanishing pressure gradient in the direction of motion. Hence,

$$\frac{\partial p}{\partial x} = 0 \tag{5}$$

The velocity distribution for the present case is

$$v_x = u\,(y, t), \quad v_y = v\,(y,\ t), \tag{6}$$

and this satisfies the continuity conditions if

$$\frac{\partial v}{\partial y} = 0 \tag{7}$$

This shows that v is independent of y and depends only on t. Since the suction velocity at the plate varies periodically with time about a constant mean, we can take

$$v = v_0\,(1 + \varepsilon A e^{i\omega t}). \tag{8}$$

where ε is small, v and A are real positive constants and $\varepsilon A \ll 1$. This means that the fluid is injected through the fixed wall and sucked out from the moving wall with the same velocity which varies periodically about a constant mean v_0. From equations (3), (4) and (6), the strain invariants are :

$$I_1 = 0, \quad I_2 = -\frac{1}{4}\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)^2, \quad I_3 = 0. \tag{9}$$

Hence μ is in general a function of I_2 or $\dfrac{\partial u}{\partial y}$. Following Jones (1961), we shall confine our attention to the particular class of fluids characterized by

$$\mu = \mu_0\left[1 - \alpha\frac{\partial u}{\partial y}\right], \tag{10}$$

where μ_0 and α are physical constants. Since the viscosity coefficient is of necessity positive, we must have

$$\mu_0 \geqslant 0 \quad \text{and} \quad 1 - 2\alpha\frac{\partial u}{\partial y} \geqslant 0.$$

The surviving stress components from (1), (4), (6) and (7) and (10) are

$$p_x^x = -p = p_y^y \tag{11}$$

$$p_y^x = p_x^y = \mu_0\left[1 - \alpha\cdot\frac{\partial u}{\partial y}\right]\cdot\frac{\partial u}{\partial y} \tag{12}$$

The equations of motion (2), with the help of (5), (8), (11) and (12) are

$$\frac{\partial u}{\partial t} + v_0(1 + \varepsilon A e^{i\omega t})\frac{\partial u}{\partial y} = \frac{\mu_0}{\rho}\left[\frac{\partial^2 u}{\partial y^2} - 2\alpha\frac{\partial u}{\partial y}\cdot\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right] \tag{13}$$

and

$$\rho v_0\,\varepsilon\, A i\,\omega\, e^{i\omega t} = -\frac{\partial p}{\partial y}. \tag{14}$$

We introduce the following non-dimensional variables :

$$\eta = \frac{R}{h}y, \quad u' = \frac{u}{v_0}, \quad t' = \frac{v_0 R}{4h}t, \quad \Omega = \frac{4h}{v_0 R}\omega, \quad R = \frac{v_0 h\rho}{\mu_0}, \quad \Lambda = \frac{\alpha v_0^2\rho}{\mu_0}. \tag{15}$$

In view of the transformations (15), the equation (13) now reduces to (dropping dashes)

$$\frac{\partial^2 u}{\partial \eta^2} - (1+\varepsilon e^{i\Omega t})\frac{\partial u}{\partial \eta} - \left|1\frac{1}{4}\right.\frac{\partial u}{\partial t} - 2\Lambda \frac{\partial u}{\partial \eta}\cdot\frac{\partial^2 u}{\partial \eta^2} = 0. \tag{16}$$

The boundary conditions of the problem using equation (15) and dropping dashes are :

$$\left.\begin{aligned} u &= 0 \quad \text{at} \quad \eta = 0 \\ u &= 1+\varepsilon e^{i\Omega t} \; at \; \eta = 1 \end{aligned}\right\} \tag{17}$$

The shearing stress τ at any $\eta\,(0 \leqslant \eta \leqslant 1)$ is from equations (12) and (15),

$$\tau = \frac{p_y^x}{\rho v_0^2} = \frac{\partial u}{\partial \eta} - \Lambda\left(\frac{\partial u}{\partial \eta}\right)^2 \tag{18}$$

SOLUTION OF EQUATIONS

Since the moving plate moves harmonically as given in Eq. (17), the axial component of velocity at any η can be taken as $u(\eta,\ t) = u_1(\eta) + \varepsilon e^{i\Omega t} u_2(\eta)$. (19)

Hence, the boundary conditions in (17) now reduce to

$$\left.\begin{aligned} u_1 &= u_2 = 0 \text{ at } \eta = 0 \\ u_1 &= u_2 = 1 \text{ at } \eta = 1 \end{aligned}\right\} \tag{20}$$

Substituting Eq. (19) in Eq. (16) and comparing the harmonic terms we get

$$u_1'' - u_1' - 2R_c\, u_1'\, u_1'' = 0, \tag{21}$$

$$u_2'' - u_2' - \frac{1}{4}\, i\Omega u_2 - 2\Lambda\left[u_1' u_2'' + u_2' u_1''\right] - A u_1' = 0, \tag{22}$$

where dashes denote differentiation with respect to η.

Closed form solutions of Eqs. (21) and (22) cannot be obtained. Hence we adopt small perturbation technique to solve the equations.

We can take the non-Newtonian effect to be a small perturbation over the Newtonian case. Therefore, Λ, the non-Newtonian parameter can be taken as the perturbation parameter. The proposed perturbation scheme linearises the equations and hence facilitates solution. So we assume

$$u_1 = H + \Lambda H_1 + 0(\Lambda^2), \quad u_2 = Q + \Lambda Q_1 + 0(\Lambda^2). \tag{23}$$

Substituting (23) in (21) and (22) and comparing the coefficients of like powers of Λ, we get

$$H_0'' - H_0' = 0, \quad H_1'' - H_1' - 2H_0' H_0'' = 0, \quad Q_0'' - Q_0' - \frac{1}{4}\, i\Omega Q_0 - A H_0' = 0, \tag{26}$$

$$Q_1'' - Q_1' - \frac{1}{4}\, i\Omega Q_1 - A H_1' - 2H_0' Q_0'' - 2Q_0' H_0'' = 0. \tag{27}$$

The boundary conditions from (20) are

$$\left.\begin{aligned} H_0 = H_1 = Q_0 = Q_1 = 0 \quad &\text{at} \quad \eta = 0, \\ H_0 = Q_0 = 1, \quad H_1 = Q_1 = 0, \quad &\text{at} \quad \eta = 1. \end{aligned}\right\} \tag{28}$$

Solutions of equations (24)—(27) subject to (28), when substituted in (19) with the help of (23) can be put in the form :

$$u(\eta,\ t) = \frac{1-e^{\eta}}{1-e} + \Lambda \frac{(e^{\eta}-1)(e^{\eta}-e)}{(1-e)^2} + \varepsilon\{M_r \cos \Omega t - M_i \sin \Omega t\}, \tag{29}$$

where M_r and M_i are the fluctuating parts of the velocity profile and are given by

$$M_r = e^{\frac{1}{2}(\eta-1)} C_{1r} + \frac{2Ae^{\frac{1}{2}}\eta}{\Omega \sinh\frac{1}{2}} C_{1i} - \frac{2Ae^{\frac{1}{2}(\eta-1)}}{\Omega \sinh\frac{1}{2}} C_{2i} +$$

$$+\Lambda\left[e^{\frac{\eta-1}{2}}\{C_{1r}C_{3r} - C_{1i}C_{3i}\} - e^{\eta/2}C_{4r} + C_{5r}\right], \tag{30}$$

$$M_i = e^{\frac{1}{2}(\eta-1)} C_{1i} - \frac{2Ae^{\frac{1}{2}}\eta}{\Omega \sin h\frac{1}{2}} C_{1r} + \frac{2Ae^{\frac{1}{2}(\eta-1)}}{\Omega \sin h\frac{1}{2}} C_{2r} + \frac{4Ae^{\eta}}{\Omega(e-1)}$$

$$+\Lambda\left[e^{\frac{\eta-1}{2}}(C_{1i}C_{3r} + C_{1r}C_{3i}) - e^{\eta/2}C_{4i} + C_{5i}\right], \tag{31}$$

where the suffixes 'i' and 'r' with c_m ($m=1, 2, 3, 4, 5$) denote imaginary and real parts of c_m, and

$$C_1 = \frac{e^{\alpha_1\eta} - e^{-\alpha_1\eta}}{e^{\alpha_1} - e^{-\alpha_1}}\ ;\quad C_2 = \frac{e^{\alpha_1(\eta-1)} - e^{-\alpha_1(\eta-1)}}{e^{\alpha_1} - e^{-\alpha_1}}\ ;$$

$$C_3 = e^{1/2-\alpha_1}[k_1 + k_2 + k_3 \cdot C_6 + k_{13}C_7] - [k_1e^2 + k_2e + k_3e^{3/2+\alpha_1} \cdot C_6 + k_{13}e^{3/2-\alpha_1}C_7]\ ;$$

$$C_4 = e^{-\alpha_1\eta}[k_1 + k_2 + k_3 \cdot C_6 + k_{13} \cdot C_7]\ ;$$

$$C_5 = k_1e^{2\eta} + k_2e^{\eta} + k_3e^{(3/2)\eta+\alpha_1\eta}C_6 + k_{13}e^{(3/2\eta-\alpha_1\eta}C_7\ ;$$

$$C_6 = k_4 + k_5 - k_6 - k_7 + k_8 - k_9 + k_{10} + k_{11} + k_{12},$$

$$C_7 = -k_4 - k_5 + k_6 + k_7 + k_8 - k_9 - k_{14} - k_{15} + k_{16},$$

$$\alpha_1 = \frac{1}{2}(1+i\Omega)^{\frac{1}{2}}\ ;\quad k_1 = i\frac{8A}{\Omega(e-1)^2}\ ;\quad k_2 = -i\frac{4A(e+1)}{(e-1)^2\Omega}\ ;$$

$$k_3 = \frac{1}{(e-1)(2\alpha_1+1)(e^{\alpha_1} - e^{-\alpha_1})}\ ;\quad k_4 = \frac{3}{2e^{1/2}}\ ;\quad k_5 = \frac{2\alpha_1^2}{e^{1/2}}\ ;$$

$$k_6 = \frac{3Ai}{\Omega \sin h\frac{1}{2}}\ ;\quad k_7 = \frac{4iA\alpha_1^2}{\Omega \sin h\frac{1}{2}}\ ;\quad k_8 = \frac{4\alpha_1}{e^{\frac{1}{2}}}\ ;\quad k_9 = \frac{8Ai\alpha_1}{\Omega \sin h\frac{1}{2}}$$

$$k_{10} = \frac{6Aie^{-\alpha_1}}{\Omega(e-1)}\ ;\quad k_{11} = i\frac{8A\alpha_1^2e^{-\alpha_1}}{\Omega(e-1)}\ ;\quad k_{12} = \frac{16Ai\alpha_1e^{-\alpha_1}}{\Omega(e-1)}$$

$$k_{13} = \frac{1}{(e-1)(1-2\alpha_1)(e^{\alpha_1} - e^{-\alpha_1})}\ ;\quad k_{14} = i\frac{6Ae^{\alpha_1}}{(e-1)\Omega}\ ;$$

$$k_{15} = i\frac{8A\alpha_1^2e^{\alpha_1}}{(e-1)\Omega}\ ;\quad k_{16} = \frac{16Ai\alpha_1e^{\alpha_1}}{(e-1)\Omega}.$$

The non-dimensional skin-frictions τ_s and τ_m at the stationary and moving walls from equation (18) are given by

$$\tau_s = \frac{1}{e-1} - \frac{e\Lambda}{(e-1)^2} + \varepsilon\,|F|\,e^{i(\Omega t+\theta)}\ , \tag{32}$$

$$\tau_m = \frac{e}{e-1} - \frac{e\Lambda}{(e-1)^2} + \varepsilon\,|G|\,e^{i(\Omega t+\Phi)}\ , \tag{33}$$

where

$$F=F_r+iF_i,\quad \tan\theta=\frac{F_i}{F_r},$$

$$G=G_r+iG_i,\quad \tan\Phi=\frac{G_i}{G_r},$$

$$F_r=e^{-\frac{1}{2}}f_{1r}+\frac{2A}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}f_{1i}-\frac{2Ae^{-1/2}f_{2i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+\Lambda\{[e^{-\frac{1}{2}}(f_{1r}C_{3r}-f_{1i}C_{3i})-(f_{3r}f_{4r}-f_{3i}f_{4i})+f_{5r}+f_{5r}]-$$

$$-\frac{2\Lambda}{e-1}\left[e^{-\frac{1}{2}}f_{1r}+\frac{2Af_{1i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}-\frac{2Ae^{-\frac{1}{2}}f_{2i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}\right],$$

$$F_i=\frac{Ae^{-1/2}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+e^{-1/2}f_{1i}-\frac{2Af_{1r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+\frac{2Ae^{-1/2}f_{2r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+\Lambda\,[e^{-\frac{1}{2}}(f_{1r}C_{3i}+f_{1i}C_{3r})-$$

$$-(f_{3i}f_{4r}+f_{4i}f_{3r})+f_{5i}+f_{6i}]-\frac{2\Lambda}{e-1}\left[\frac{Ae^{-1/2}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+e^{-1/2}f_{1i}-2A\frac{f_{1r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+2Ae^{-1/2}\frac{f_{2r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}\right],$$

$$G_r=\frac{1}{2}+f_{2r}+\frac{2Ae^{1/2}f_{2i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}-\frac{2Af_{1i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}$$

$$+\Lambda\left[\frac{1}{2}C_{3r}+f_{2r}C_{3r}-f_{2i}C_{3i}-e^{1/2-\alpha_{1r}}\{(f_{3r}f_{4r}-f_{3i}f_{4i})\cdot\cos\alpha_{1i}+(f_{3r}f_{4r}+f_{3r}f_{4i})\times\sin\alpha_{1r}\}+\right.$$

$$\left.+f_{7r}+f_{8r}C_{6r}-f_{8i}C_{6i}+f_{9r}C_{7r}-f_{9i}C_{7i}\right]-\frac{2\Lambda e}{e-1}\left\{\frac{1}{2}+f_{2r}+\frac{2Ae^{1/2}f_{2i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}-\frac{2Af_{1i}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}\right\},$$

$$G_i=\frac{Ae^{\frac{1}{2}}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+f_{2i}-\frac{2Ae^{1/2}f_{2r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+\frac{2Af_{1r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+\Lambda\quad\frac{1}{2}C_{3i}+f_{2r}C_{3i}+f_{2i}C_{3r}-e^{1/2-\alpha_{1r}}\cdot$$

$$\cdot\{(f_{3i}f_{4r}+f_{3r}f_{4i})\cos\alpha_{1i}-(f_{3r}f_{4r}-f_{3i}f_{4i})\sin\alpha_{1i}\}+f_{7i}+f_{8r}C_{6i}+f_{8i}C_{6r}+f_{9r}C_{7i}+f_{9i}C_{7r}]$$

$$-\frac{2\Lambda e}{e-1}\left\{\frac{Ae^{\frac{1}{2}}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+f_{2i}-\frac{2Ae^{1/2}f_{2r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}+\frac{2Af_{1r}}{\Omega\sin h\frac{1}{2}}\right\},$$

$$f_1=\frac{2\alpha_1}{e^{\alpha_1}-e^{-\alpha_1}};\quad f_2=\alpha_1\cdot\frac{e^{\alpha_1}+e^{-\alpha_1}}{e^{\alpha_1}-e^{-\alpha_1}};\quad f_3=k_1+k_2+k_3\cdot C_6+k_{13}\cdot C_7;$$

$$f_4=\frac{1}{2}-\alpha_1;\quad f_5=2k_1+k_2+\left(\frac{3}{2}+\alpha_1\right)k_3\cdot C_6;$$

$$f_6=\left(\frac{3}{2}-\alpha_1\right)k_{13}\cdot C_7=2k_1e^2+k_2e;$$

$$f_8=\left(\frac{3}{2}+\alpha_1\right)k_3e^{3/2+\alpha_1};\quad f_9=\left(\frac{3}{2}-\alpha_1\right)k_{13}e^{3/2}e^{-\alpha_1}$$

DISCUSSION.

The problem of two-dimensional flow of a non-Newtonian fluid between two infinite plane porous walls has been considered in this paper. One wall is assumed to be fixed and the motion of the other wall as well as suction velocity, vary periodically with time about a non-zero constant mean.

(a). Velocity distribution :

Figure. 1 shows that the non-Newtonian nature of the fluid increases the velocity at any point in the liquid when there is constant suction at the moving wall.

Figure. 2 shows that in case of variable suction the non-Newtonian parameter of the liquid decreases the velocity near the stationary wall and increases it beyond this layer up to the moving plate.

Figure. 3 shows that the frequency of oscillation decreases the velocity in a liquid layer near the stationary wall. Beyond this layer an opposite effect is observed.

Figure. 4 shows that the variable suction parameter 'A' decreases the velocity at any point in the liquid.

(b) Skin friction

Figure. 5 shows that the non-Newtonian parameter and the variable suction parameter decrease the phase of shin-friction at the moving wall.

Figure. 6 shows that for small values of Ω the non-Newtonian parameter decreases the amplitude of skin-friction. But when $\Omega > 4$ (nearly) an opposite effect is observed.

Figure. 7 shows that the amplitude of skin-friction increases with the increase in the value of the variable suction parameter A.

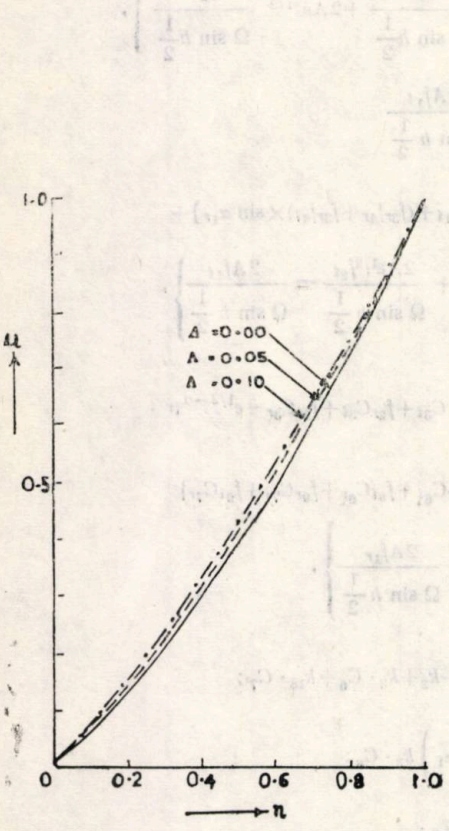


Fig. 1. Velocity distribution for different values of Λ and constant suction :

$A=0$; $\epsilon=0.2$ $\Omega t=\frac{\pi}{2}$; $\Omega=10$;

$\Lambda=0.00$ ————; $\Lambda=0.05$ — — — — —; $\Lambda=0.10$ — — — —.

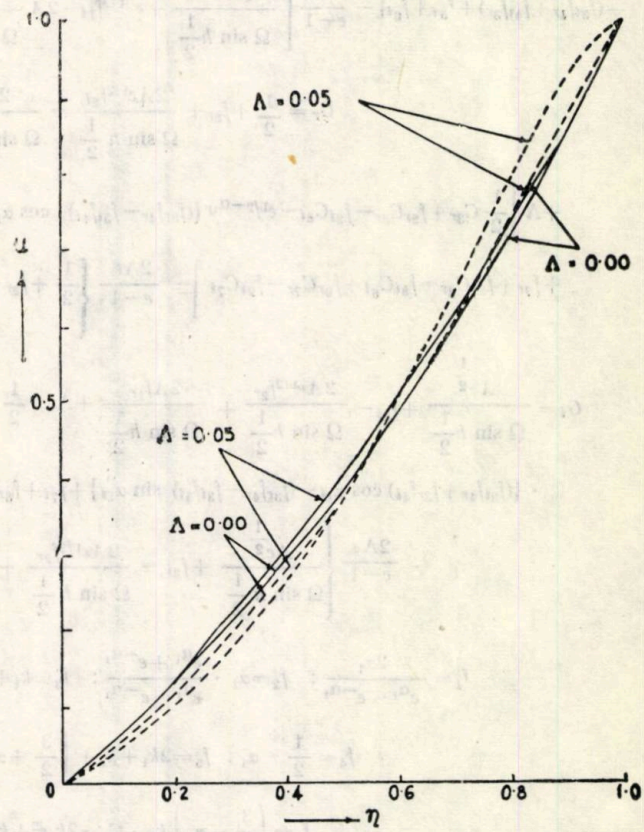


Fig. 2. Velocity distribution for different values of frequency and Λ with variable sucction at the plate :

$A=2$; $\Omega t=\frac{\pi}{2}$; $\epsilon=0.2$; Ω =————; Ω 100 — — — — —.

Figure. 8 shows that the variable suction parameter and the non-Newtonian parameter decrease the phase of skin-friction phase for higher values of Ω. But for very small values of Ω the non-Newtonian parameter increase the phase. When Ω is nearly 40 and the liquid is viscous $\tan\theta$ changes from $-\infty$ to $+\infty$. But the non-Newtonian parameter decreases this value of Ω. For variable suction this value of Ω also decreases. This is a very important phenomenon.

Figure. 9 shows that when $0 < \Omega < 10$, the non-Newtonian parameter decreases the value of amplitude of skin-friction $|F|$, whereas, an opposite effect is observed for $\Omega > 10$.

Figure. 10 shows that the value of $|F|$ increases with 'A' so long as $\Omega < 5$ (nearly). For $5 < \Omega < 31$, this value decreases with increase in the value of A. For $\Omega > 31$ an opposite effect is observed.

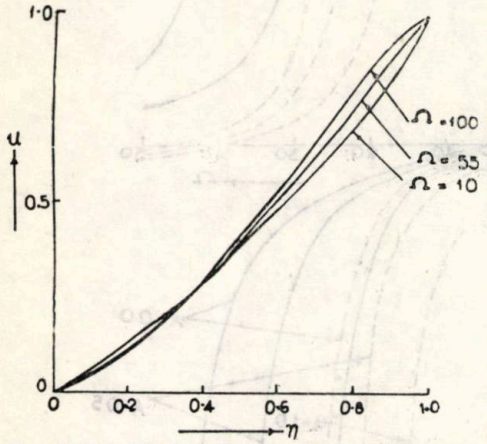


Fig. 3. Velocity distribution for different values of Ω :
$\Lambda=0.05$; $\Omega t=\frac{\pi}{2}$; $\varepsilon=0.2$; $A=1.0$.

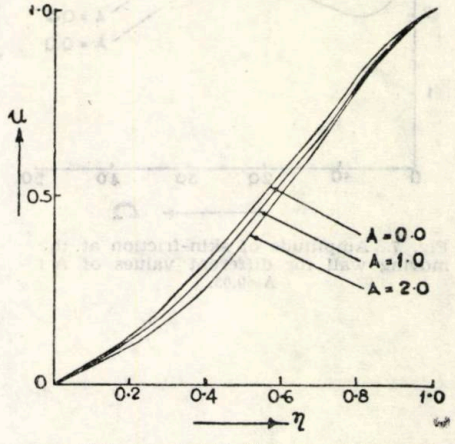


Fig. 4. Velocity distribution for different values of the suction parameter :
$\Lambda=0.05$; $\Omega t=\frac{\pi}{2}$; $\varepsilon=0.2$; $\Omega=100$

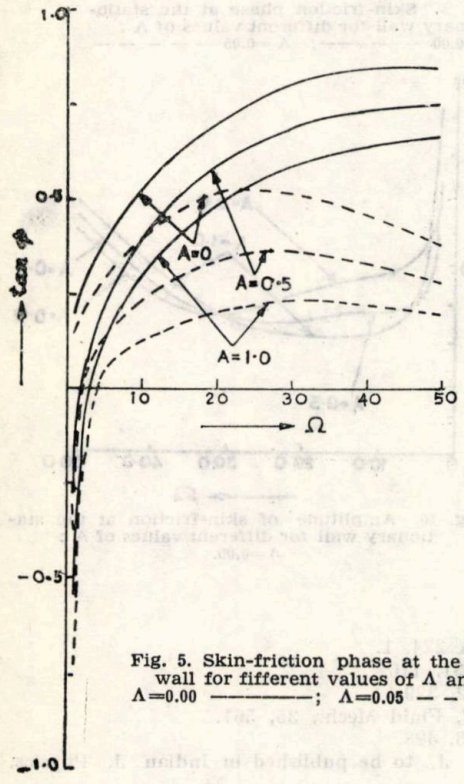


Fig. 5. Skin-friction phase at the moving wall for fifferent values of Λ and A :
$\Lambda=0.00$ ————; $\Lambda=0.05$ — — — — —.

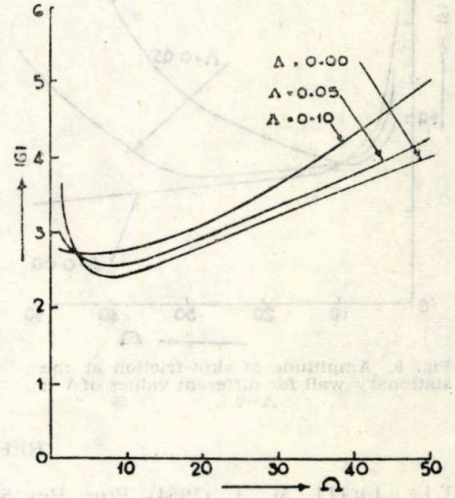


Fig. 6. Amplitude of skin-friction at the moving wall for different values of Λ $A=0.5$.

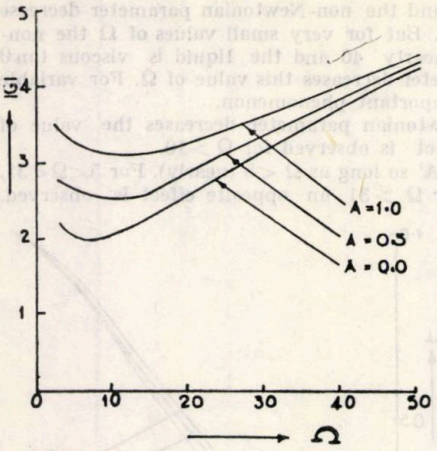


Fig. 7. Amplitude of skin-friction at the moving wall for different values of A : $\Lambda=0.05$.

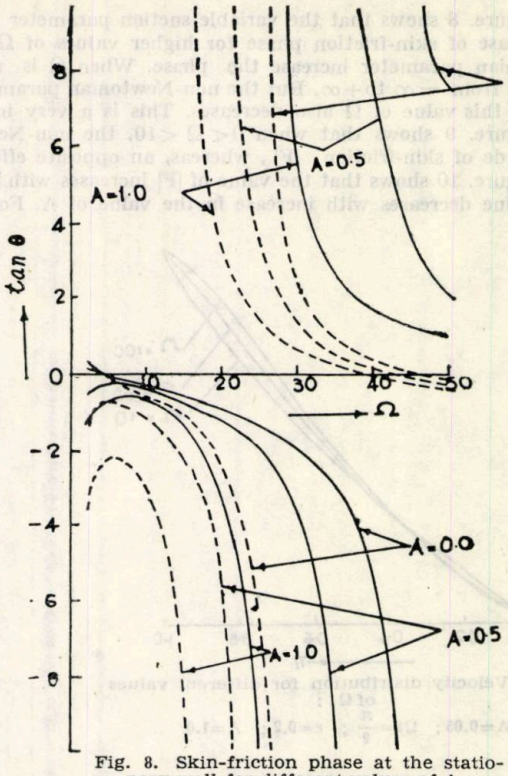


Fig. 8. Skin-friction phase at the stationary wall for different values of A : $\Lambda=0.00$ ————; $\Lambda=0.05$ — — — —.

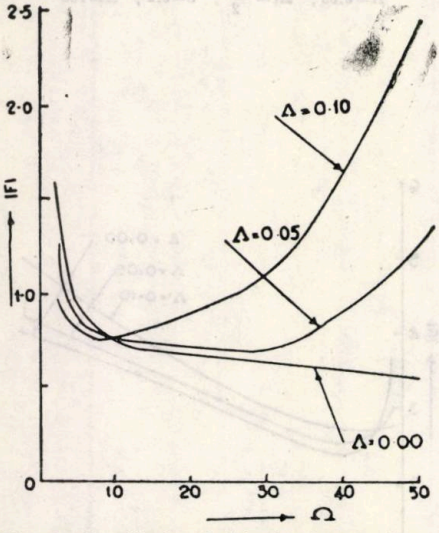


Fig. 9. Amplitude of skin-friction at the stationary wall for different values of A : $A=0.5$.

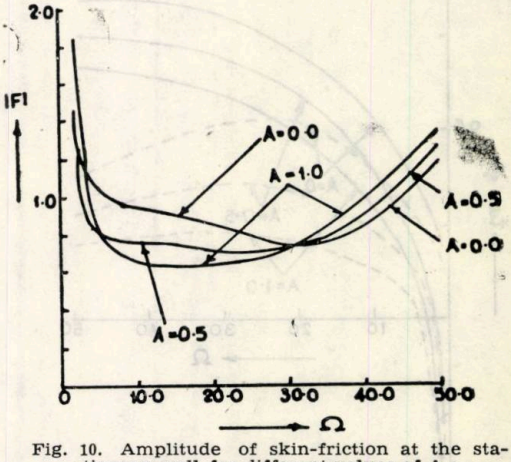


Fig. 10. Amplitude of skin-friction at the stationary wall for different values of A : $\Lambda=0.05$.

REFERENCES

Lighthill, M. J. (1954), Proc. Roy Soc. Lond. A 224, 1.

Stuart, J. T., (1955) Proc. Roy. Soc. Lond. A 231, 116.

Messiha, S. A. S., (1966) Proc. Camb. Phil. Soc. 62, 329.

Soundalgekar, V. M. and Puri, P. (1969) J. Fluid Mech., 35, 561.

Jones, J. R. (1960) Quart. J. Mech. Appl. Math., 13, 428.

Mishra, S. P., Dash, G. C. and Sinha Roy, J. to be published in Indian J. Physics.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

SUR UNE EQUATION NON LINEAIRE FORCEE DE MATHIEU

PAR

M.E.L. VANDEWIELE

Université Libre Bruxelles

I. INTRODUCTION

Nous considérons l'équation

$$\ddot{x}+x=\varepsilon bx\cos\alpha t+\varepsilon cx^3+\varepsilon d\dot{x}^2+e\cos\alpha t \quad \varepsilon\ll 1, \quad \alpha\sim 2, \tag{1}$$

dans laquelle les points désignent la dérivée par rapport à t. Le terme en x^2 est éventuellement dû à la turbulence de l'air [1]. Pour certaines valeurs des paramètres, l'équation (1) se réduit à celle du mouvement d'un pendule, excité par des oscillations horizontales de son point de suspension. Ce dernier problème a été étudié par Struble et Marlin [2], Gadionenko [3] et Cheskanov [4]. Dans ce qui suit, nous appliquons la méthode de Struble [5].

2. EQUATIONS DU PREMIER ORDRE DE (1)

Cherchons une solution de (1) de la forme $x=a\cos(t-\Phi)+\frac{e}{1-\alpha^2}\cos\alpha t+\varepsilon x_1$ (2)

L'équation (1) possède pour $\varepsilon=0$ la solution générale $x=a\cos(t-\Phi)+\frac{e}{1-\alpha^2}\cos\alpha t$,

où l'amplitude a et la phase Φ sont des constantes quelconques. Nous supposons que pour $\varepsilon\neq 0$, α et Φ sont des fonctions lentement variables de t. Déterminons les variations de a et de Φ, ains que x_1.

Substituons (2) dans (1) et nous obtenons en négligeant les termes en ε^2

$$-2\dot{a}\sin(t-\Phi)+\ddot{\varepsilon x}_1+2a\dot{\Phi}\cos(t-\Phi)+\varepsilon x_1=\frac{\varepsilon ab}{2}\cos[(1+\alpha)t-\Phi]+\frac{\varepsilon ab}{2}\cos[(\alpha-2)t+2\Phi]\cdot$$

$$\cdot\cos(t-\Phi)-\frac{\varepsilon ab}{2}\sin[(\alpha-2)t+2\Phi]\sin(t-\Phi)+\frac{\varepsilon be}{2(1-\alpha^2)}+\frac{\varepsilon be}{2(1-\alpha^2)}\cos 2\alpha t+\frac{3ca^3}{4}\cdot$$

$$\cdot\varepsilon\cos(t-\Phi)+\frac{ca^2\varepsilon}{4}\cos 3(t-\Phi)+\frac{\varepsilon ce^3}{4(1-\alpha^2)^3}\cos 3\alpha t+\frac{3\varepsilon ce^3}{4(1-\alpha^2)^3}\cos\alpha t+\frac{3}{2}\frac{e^2\varepsilon ca}{(1-\alpha^2)^2}\cdot$$

$$\cdot\cos(t-\Phi)+\frac{3}{4}\frac{e^2a\varepsilon c}{(1-\alpha^2)^2}\cos[(1-2\alpha)t-\Phi]+\frac{\varepsilon d}{2}\frac{e^2\alpha^2}{(1-\alpha^2)^2}+\frac{3}{4}\frac{e^2a\varepsilon c}{(1-\alpha^2)^2}\cdot$$

$$\cdot\cos[(1+2\alpha)t-\Phi]+\frac{3}{2}\frac{a^2e\varepsilon c}{1-\alpha^2}\cos\alpha t+\frac{3}{4}\frac{a^2e\varepsilon c}{1-\alpha^2}\cos[(2+\alpha)t-2\Phi]+\frac{3}{4}\frac{a^2e\varepsilon c}{1-\alpha^2}\cdot$$

$$\cdot\cos[(2-\alpha)t-2\Phi]-\frac{\varepsilon d}{2}\frac{e^2\alpha^2}{(1-\alpha^2)^2}\cos 2\alpha t+\frac{\varepsilon da^2}{2}-$$

$$-\frac{\varepsilon da^2}{2}\cos 2(t-\Phi)+\frac{ae\alpha\varepsilon d}{1-\alpha^2}\cos[(\alpha-1)t+\Phi]-\frac{ae\alpha\varepsilon d}{1-\alpha^2}\cdot[(\alpha+1)t-\Phi] \tag{3}$$

ou nous avons supposé que les termes en $\ddot{a}$, $\ddot{\Phi}$ sont de l'ordre de grandeur de ε^2 et ceux en $\dot{a}$, $\dot{\Phi}$ de l'ordre de grandeur de ε ; puisque nous nous intéressons aux solutions subharmoniques ($\alpha \sim 2$), nous avons tenu compte de l'identité goniométrique

$$\cos(t-\Phi)\cos\alpha t = \frac{1}{2}\cos[(\alpha-2)t+2\Phi]\cos(t-\Phi)+\frac{1}{2}\cos[(1+\alpha)t-\Phi]-$$

$$-\frac{1}{2}\sin[(\alpha-2)t+2\Phi]\sin(t-\Phi)$$

Posons

$$\gamma=(\alpha-2)t+2\Phi \tag{4}$$

En identifiant les termes en $\cos(t-\Phi)$, en $\sin(t-\Phi)$ et les termes restants de l'équation (3), nous obtenons succesivement

$$\frac{\dot{\gamma}}{\varepsilon}=\frac{\alpha-2}{\varepsilon}+\frac{b}{2}\cos\gamma+\frac{3ca^2}{4}+\frac{3ce^2}{2(1-\alpha^2)^2} \qquad \frac{\dot{a}}{\varepsilon}=\frac{ab}{4}\sin\gamma \tag{5}$$

$$\ddot{x}_1+x_1=\left(\frac{ab}{2}-\frac{ae\alpha d}{1-\alpha^2}\right)\cos[(\alpha+1)t-\Phi]+\frac{be}{2(1-\alpha^2)}+\frac{de^2\alpha^2}{2(1-\alpha^2)^2}+\left(\frac{be}{2(1-\alpha^2)^2}-\frac{de^2\alpha^2}{2(1-\alpha^2)^2}\right)\cdot$$

$$\cos 2\alpha t+\frac{ca^3}{4}\cos 3(t-\Phi)+\frac{da^2}{2}+\frac{ce^3}{4(1-\alpha^2)^3}\cos 3\alpha t+\left(\frac{3ce^3}{4(1-\alpha^2)^3}+\frac{3}{2}\frac{a^2ce}{1-\alpha^2}\right)\cdot$$

$$\cdot\cos\alpha t+\frac{3}{4}\frac{e^2ac}{(1-\alpha^2)^2}\cos[(2\alpha+1)t-\Phi]+\frac{3}{4}\frac{ace^2}{(1-\alpha^2)^2}\cos[(1-2\alpha)t-\Phi]+\frac{3}{4}\frac{a^2ec}{1-\alpha^2}\cdot$$

$$\cos[(2+\alpha)t-2\Phi]+\frac{3}{4}\frac{a^2ec}{1-\alpha^2}\cos[(2-\alpha)t-2\Phi]-\frac{a^2d}{2}\cos 2(t-\Phi)+\frac{ae\alpha d}{1-\alpha^2}\cos[(\alpha-1)t+\Phi] \tag{7}$$

Les équations (5) et (6) sont associées aux termes harmoniques fondamentaux en $\cos(t-\Phi)$ et en $\sin(t-\Phi)$.

L'équation (7) est associée aux termes non résonants.

Les termes comme $\cos[(1-\alpha)t-\Phi]$ qui sont presque résonants ($\alpha \sim 2$) sont associés aux termes harmoniques fondamentaux.

3. SOLUTIONS DE PREMIER ORDRE DE L'EQUATION

3.1. Solutions stationnaires.

Les solutions stationnaires correspondent aux points singuliers du système (5), (6) et sont solutions du système :

$$\frac{\alpha-2}{\varepsilon}+\frac{b}{2}\cos\gamma+\frac{3ca^2}{4}+\frac{3ce^2}{2(1-\alpha^2)^2}=0 \qquad \frac{ab}{4}\sin\gamma=0 \tag{9}$$

Après élimination de γ entre les deux équations (8) et (9), nous obtenons l équation de bifurcation du système (1) :

$$\frac{\alpha-2}{\varepsilon}\pm\frac{b}{2}+\frac{3ca^2}{4}+\frac{3ce^2}{2(1-\alpha^2)^2}=0 \tag{10}$$

A chaque racine réelle positive a de l'équation (10), nous associons une solution partielle périodique d'amplitude a de l'équation (1)

La fréquence de cette solution partielle $a\cos(t-\Phi)$ est $1-\dot{\Phi}=1-(2-\alpha)/2=\alpha/2$
Donc la fréquence de cette solution est une subharmonique d'ordre 1/2 de la fréquence d'excitation

3.2. Solutions non stationnaires.

Eliminons t entre les équations (5) et (6)

$$\left(\frac{\alpha-2}{4}+\frac{b}{2}\cos\gamma+\frac{3ca^2}{4}+\frac{3ce^2}{2(1-\alpha^2)^2}\right)da-\frac{ab}{4}\sin\gamma d\gamma=0$$

De cette équation différentielle, il est possible d'obtenir immédiatement une première intégrale (le facteur intégrant étant a) :

$$\frac{ba^2}{4}\cos\gamma+\frac{\alpha-2}{2\varepsilon}a^2+\frac{3ca^4}{1b}+\frac{3ce^2a^2}{4(1-\alpha^2)^2}=c' \tag{11}$$

où c'est une constante d'intégration.
Les courbes de phase sont définies par l'équation (11).
Passons aux coordonnées polaires

$$X=a\cos\gamma,\quad Y=a\sin\gamma$$

Pour une constante d'intégration c' très grande, les courbes de phase se réduisent à des cercles.
Un cas typique est représenté dans la figure 1.
Partant de l'équation (6) il s'ensuit

$$\frac{da^2}{2a^2\varepsilon\sin\gamma}=\frac{b}{4}dt$$

Tenant compte de la dernière équation et de l'équation (11), nous obtenons :

$$t=\pm\int\frac{da^2}{2\varepsilon\sqrt{a^4(b/4)^2-[c'-(\alpha-2)a^2/2\varepsilon-3ca^4/16-3ca^2e^2/4(1-\alpha^2)^2]^2}} \tag{13}$$

Donc le carré de l'amplitude a est une fonction elliptique de t.
Une fois qu'on a determiné a^2, γ est donnée par l'équation (11).
Calculons la période du terme $a\cos(t-\Phi)$
Nous écrivons l'équation (13) sous la forme

$$t=\pm\frac{8}{3c\varepsilon}\int\frac{da^2}{\sqrt{(a^2-a_m^2)(a_M^2-a^2)[(a^2+B^2)+C]}} \tag{14}$$

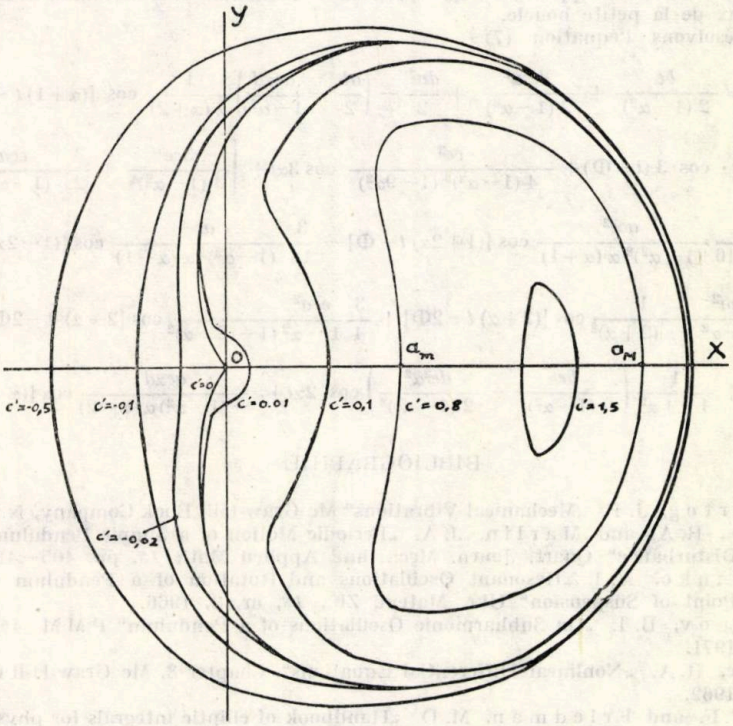


Fig. I. Les courbes de phase des solutions non stationnaires de l'équation (I) pour les valeurs suivantes des paramètres :
$\alpha=1{,}98$; $b=-3$; $\varepsilon=0{,}03$; $e=0{,}2$; $c=1$.

où a_m et a_M sont respectivement la valeur minimale et maximale de l'amplitude d'une trajectoire simple sans point double.
D'après l'équation (6), a_m et a_M determinent les points d'intersection de la trajectoire avec l'axe x. En comparant les formes (*13*) et (*14*), nous obtenons après identification

$$B=\frac{a_m^2+a_M^2}{2}+8\frac{\alpha-2}{3\varepsilon c}+\frac{4e^2}{(1-\alpha^2)^2} \tag{15}$$

$$C=\frac{256c'}{9c^2a_m^2a_M^2}-\left[\frac{a_m^2+a_M^2}{2}+\frac{8(\alpha-2)}{3\varepsilon c}+\frac{4e^2}{(1-\alpha^2)^2}\right]^2 \tag{16}$$

Réduite à sa forme normale [6], la période est $\Delta t=16K(k)/3c\varepsilon l$ (17) où $K(k)$ est l'intégrale de la première espèce de Legendre

$$K(k)=\int_0^{\pi/2}\frac{d\sigma}{\sqrt{1-k^2\sin^2\sigma}} \tag{18}$$

Pour une courbe de phase simple sans point double, nous avons

$$l^2=xy,\quad k^2=\frac{(a_M^2-a_m^2)^2-(x-y)^2}{4xy}, \tag{19}$$

avec

$$x^2=(a_M^2+B)^2+C,\quad y^2=(a_m^2+B)^2+C. \tag{20}$$

Pour une courbe de phase à deux boucles l et k sont données par [7]

$$l^2=(\bar{a}_M^2-a_M^2)(\bar{a}_m^2-a_m^2), \tag{21}$$

$$k^2=\frac{(\bar{a}_M^2-\bar{a}_m^2)(a_M^2-a_m^2)}{(\bar{a}_M^2-\bar{a}_M^2)(\bar{a}_m^2-a_m^2)}, \tag{22}$$

et la formule (17) est encore applicable ; $\bar{a}_M$ et $\bar{a}_m$ sont le maximum et le minimum de la grande boucle, a_M et a_m ceux de la petite boucle.
Finalement résolvons l'équation (7)

$$x_1=\frac{be}{2(1-\alpha^2)}+\frac{de^2\alpha^2}{2(1-\alpha^2)}+\frac{da^2}{2}-\left(\frac{ab}{2}-\frac{ae\alpha d}{1-\alpha^2)}\right)\frac{1}{\alpha(\alpha+2)}\cos[(\alpha+1)t-\Phi]-$$

$$\frac{ca^3}{32}\cdot\cos 3(t-\Phi)+\frac{ce^3}{4(1-\alpha^2)^3(1-9\alpha^2)}\cos 3\alpha t+\left[\frac{3ce^3}{4(1-\alpha^2)^4}+\frac{3}{2}\frac{cea^2}{(1-\alpha^2)^2}\right]\cdot$$

$$\cdot\cos\alpha t-\frac{1}{16}\frac{ace^2}{(1-\alpha^2)^2\alpha(\alpha+1)}\cos[(1+2\alpha)t-\Phi]-\frac{3}{16}\frac{ace^2}{(1-\alpha^2)^2\alpha(\alpha-1)}\cos[(1-2\alpha)t-\Phi]+$$

$$+\frac{3}{4}\frac{cea^2}{1-\alpha^2}\frac{1}{1-(2+\alpha)^2}\cos[(2+\alpha)t-2\Phi]+\frac{3}{4}\frac{cea^2}{1-\alpha^2}\frac{1}{(1-(2-\alpha)^2}\cos[2-\alpha)\ t-2\Phi]+\frac{da^2}{6}\cdot$$

$$\cos 2(t-\Phi)+\frac{1}{1-4\alpha^2}\left(\frac{be}{2(1-\alpha^2)}-\frac{de^2\alpha^2}{2(1-\alpha^2)^2}\right)\cos 2\alpha t+\frac{ae\alpha d}{-(1-\alpha^2)\alpha(\alpha-2)}\cos[(\alpha-1)t+\Phi] \tag{23}$$

BIBLIOGRAPHIE

[1] Den Hartog, J. P. „Mechanical Vibrations" Mc Graw-Hill Book Company, N.Y. 1947, p. 439.
[2] Struble, R.A. and Marlin, J.A. „Periodic Motion of a Simple Pendulum with Periodic Disturbance" Quart. Journ. Mech. and Applied Math *18*, pp. 405–417, 1965.
[3] Gadionanko, A. I. „Resonant Oscillations and Rotation of a Pendulum with Vibrating Point of Suspension" Ukr. Matem. Zh., *18*, nr. 2, 1966.
[4] Cheskanov, B. I. „On Subharmonic Oscillations of a Pendulum" P M M *35*, pp. 343–348, 1971.
[5] Struble, R.A. „Nonlinear Differential Equations", Chapter 8, Mc Graw-Hill Company, N.Y. 1962.
[6] Byrd, P.F. and Friedman, M.D. „Handbook of elliptic integrals for physicists and engineers" Springer Verlag, Berlin, 1954.
[7] Struble, R.A. „Oscillations of a Pendulum under Parametric Excitation" Quart. Appl. Math. *24*, p. 130, 1963.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

A METHOD OF INTRODUCING NON-EUCLIDEAN Q_p — SPACES

BY

N. BOJA

1. THE METRICAL STRUCTURE OF A Q_p - (VECTORIAL) SPACE $V_l^{n+1}(q)$.

If p is a prime number and Q_p-the p-adic numbers'field, let V be a vectorial space $(n+1)$-dimensionally defined over this field.

Because the p-adic numbers'field is commutative, it follows that will be a bilateral Q_p-space.

We note by Z_p the p-adic integers'ring in Q_p and let ξ be the multiplicative group of the divisors of the unit element of Z_p, *i.e.* of the „units" of the p-adic ring. In Z_p this subgroup is

$$\xi=\left\{\varepsilon\in Z_p \mid \varepsilon=\sum_{k=0}^{\infty} c_k p^k;\ \ 0\leqslant c_k<p \ \text{ şi } \ c_0\not\equiv 0 \pmod p\right\} \tag{1}$$

In (1) this last requirement constitutes a necessary and sufficient condition for the p-adic ε to be a unit of Z_p.

If $D(Q_p)_{n+1}$ is the diagonal subgroup of the general linear group over the p-adic field, we consider the endomorphisms of V which have a matriceal representation $\rho: \mathrm{End}\ V \to D(Q_p)_{n+1}$ defined by $X \to Q=\|a_{ij}^i\|_{n+1}$, where the elements of Q are

$$a_j^i=\delta_j^i\varepsilon_i, \quad (\varepsilon_i\in\xi). \tag{2}$$

Definition 1. For every $X\in V$, **the mapping** $\varphi_X\# : V\to Q_p$ is

(a) a linear form of V, and

(b) the image of X by the composed function $\psi\circ\chi$,

$$(\psi\circ\chi)(X)=\varphi_X\#, \tag{3}$$

where ψ is a monomorphism of $\chi(V)$ in V^*-the dual of V, so that the diagram $\begin{array}{ccc} V & \to & V^* \\ & \chi\searrow \quad \nearrow\Psi & \\ & V & \end{array}$ will be commutative.

Proposition 1. The mapping $X\to\varphi_X\#$ is an isomorphism of V on V^*.

Indeed, χ is a bijection, because from (2) it follows that we have $\mathrm{Ker}\,(\chi)=\{0\}$ and the inverse of the matrix Q having on the diagonal the p-adic units ε_i is also a diagonal matrix Q^{-1} with elements $1/\varepsilon_i$, which are also p-adic wholes and units of the Z_p ring (according to [4] p. 30, 467). So, from $X_1^\#=X_2^\#$ (with $X_i^\#=\chi(X_i)$ $(i=1, 2)$) we have $X_1=X_2$, because if Q is the matrix of χ in the base $\{E_i\}_{n+1}$ of V, and x-the line-matrix of the vector X coordinates in that base, we have $Q{}^tx_1=Q{}^tx_2$, and herefrom $(Q^{-1}Q)^tx_1={}^tx_2$. Then, whatever the vector $X^\#\in V$, there is a vector $X\in V$ so that $X^\#=\chi(X)$ i.e. the vector given by the relation $X=Q^{-1}X^\#$ Hence $\chi$is an automorphism on V. The surjectivity of the monomorphism ψ is immediate and from here, with the aid of the composition theorem of the isomorphism, the proposition is demonstrated.

The mapping $\varphi_X\#\in V^*$ will be called the **associate form** of $X\in V$.

Let us now consider the cannonical conjugation $(V^*, V)_\varphi$ of the Q_p-spaces V^* and V, defined by the relation

$$\varphi(\varphi_X\#,\ Y)=\langle\psi(X^\#),\ Y\rangle \overset{\Delta}{=}_\varphi \varphi_X\#(Y). \tag{4}$$

Thus, by (4), has been associated to the linear mapping $\psi: V\to V^*$, relative tho the identity automorphism of Q_p (the sole automorphism of this mapping), the bilinear form φ, which in the aforesaid

conditions, will be nondegenerated ([5], p. 11). In (4) by $<,>_\varphi$ the value of form $\psi(X^\#)$ in Y has been represented.

Because V is bilateral, we can define the bilinear form φ also through the symmetrical relation

$$\varphi(X,\ \varphi_{Y^\#})=\prec X,\ \psi(Y^\#)>\overset{\Delta}{=}\varphi_{Y^\#}(X), \tag{4'}$$

where Y^* is the image of Y by the same χ endomorphism of V.

Evidently, the nucleus of the considered conjugation is null.

In these conditions, the mapping $f: V\times V\to Q_p$,

$$f(X,\ Y)\overset{\Delta}{=}\varphi_{X^\#}(Y)=$$

$$\overset{\Delta}{=}\varphi_{Y^\#}(X)\overset{\bullet}{=}<X,\ Y>_f,$$

will be a bilinear symmetrical form on V, defining on that an metrical indefinite nondegenerated structure ([2], Theor. 3).

Thus we can endow V with a pseudo-euclidean Q_p-space structure.

We choose in V that base $\{E_i\}_{n+1}$ for which the bilinear form coefficients g_{ij} are given by the relations

$$<E_i,\ E_j>_f=0\quad (i\neq j)$$

$$\underset{(i\leq l)}{<E_i,\ E_i>_f=\varepsilon_i},\ \underset{(j>l)}{<E_j,\ E_j>_f=p\varepsilon_j},\ \underset{(e=\pm 1)}{<E_{n+1},\ E_{n+1}>_f=eq} \tag{5}$$

where $q=p^m\varepsilon$ is a p-adic number which is not square in Q_p, *i.e.* it is not an odd rational integer or the coefficient c_0 from the representation (1) of te p-adic unit is not a p-modulo square remainder.

With these specifications, for $X=x^iE_i,\ Y=y^iE_i\in V\ (i=1,\ \ldots,\ n+1;\ x^i,\ y^i\in Q_p)$ we have

$$<X,\ Y>_f=\sum_{i=1}^{l}\varepsilon_i x^iy^i+p\sum_{j=l+1}^{m}\varepsilon_j x^jy^j-qx^{n+1}y^{n+1} \tag{6}$$

In (5) and (6) the number of the coefficients that are not divided by p is called **index** of the form f. We note by $V^{n+1}(q)$ the space with the metric structure given by (6).

At last, let us consider an algebra of the second rank C_ν with the base $\{1,\ \nu\}$ over the field Q_p ([3]) and we place $\nu^2=q$.

In this case the mapping $X=(x^i,\ x^{n+1})\begin{bmatrix}E_i\\ E_{n+1}\end{bmatrix}\to\xi=x^i+\nu x^{n+1}\ (i=1,\ \ldots,\ n;\ x^i,\ x^{n+1}\in Q_p)$ for which $<X,\ X>_f\to|\xi|=\xi\bar{\xi}$, is an isomorphism of the linear varietys $L(E,\ E_{n+1})\ (i\leqslant n)$ on the algebra C_ν. Thus the special role of the subspace of V generated by one of the base elements, $[E_{n+1}]$ is emphasized. The algebraic operations in C_ν are defined like in C.

Proposition 2. The index l of the form f is invariant for any change of the base of Q_p-space $V_l^{n+1}(q)$ and we have $o\leqslant l<n+1$.

Let g be the restriction of f at the subspace V^n of $V_l^{n+1}(q)$ generated by the vectors $\{E_i\}$ $(i=1\ldots n)$. We write g as direct sum

$$g=g_1\dot{+}pg_2$$

of two symmetrical bilinear forms depending on the first l vectors of the V^n base and on the following $n-l$. Every one of these forms by transformation mentioned, to pass into an equivalent form $\tilde{g}_1,\ p\tilde{g}_2$, but it is known (by Witt's theorem) that their sum $\tilde{g}$ is a form equivalent to g.

The second part results from the isomorphism considered above for $\xi\in C_\nu$ the expression $\xi\bar{\xi}=(x^i)^2-q(x^{n+1})^2$, leads us to $\varepsilon_{n+1}=-1$.

2. DEFINITION OF THE p-ADIC NON-EUCLIDEAN SPACE.

On the space $V_l^{n+1}(q)$ with metrical structure defined by the bilinear form (6) we introduce an equivalence relation as follows: $\Lambda\subset V_l^{n+1}(q)\times V_l^{n+1}(q)$ and $\Lambda=\{(X',\ X)\mid X'=X \text{ or } X'=-X\}$; the equivalence classes for every $X\in V_l^{n+1}(q)$ will be $C_X=\{X'\ /\ X'\in V_l^{n+1}(q),\ X'\Lambda X\}$.

Let $\pi: V_l^{n+1}(q) \times V_l^{n+1}(q) \to V_l^{n+1}(q)/\Lambda$ be a mapping defined by

$$\pi(X, Y) = \begin{cases} C_X, & Y \sim X \pmod{\Lambda} \\ O, & \text{otherwise} \end{cases}$$

where O is the empty class.

According to this mapping, we observe that the preimage of C_X is not constituted of a single element. We shall write it $\pi^{-1}(C_X)$ (π^{-1} is not function).

Evidently, we have $(X, -X) \in \pi^{-1}(C_X)$; we call this element **dipole** of $V_l^{n+1}(q)$. Let N be their set.

Because Λ as equivalence relation is symmetrical, there results the same characteristic for the mapping π. Thefore we shall not consider as differents the dipoles $(X, -X)$ and $(-X, X)$. Thus we may say that $\pi^{-1}(C_X)$ contains in totality three elements, and $\forall_X \in V_l^{n+1}(q)$-only a single dipole.

It follows that the restriction $\pi|_N$ is a mapping $1:1$ and the mapping

$$\Omega: V_l^{n+1}(q)/\Lambda \to V_l^{n+1}(q) \times V_l^{n+1}(q) \tag{7}$$

given by

$$\Omega(C_X) = (X, -X) \tag{7'}$$

is an inverse function of $\pi|_N$.

As a fact, there immediately is verified that $\Omega \circ \pi|_N = \pi|_N \circ \Omega = id.$, by $(\Omega \circ \pi|_N)(X, -X) = \Omega(\pi(X, -X)) = \Omega(C_X) = (X, -X)$ an similarly the second equality is established. Be it

$$x \in \Omega(V_l^{n+1}(q)/\Lambda).$$

Proposition 3. The mapping $<, >_N : \Omega(V_l^{n+1}(q)/\Lambda) \to Q_p$ defined by the equality

$$<x, x>_N = <X', X'>_f, \tag{8}$$

where the right hand side member is given by (6), with X' arbitrary in C_X, is a quadratic form on the codomain of the mapping (7). It is correctly definde.

As a fact, we first observe that $\Omega(V_l^{n+1}(q)/\Lambda)$ is a vectorial space dimensionally finite over Q_p with operations $(x, y) \to x+y$, $(\lambda, x) \to \lambda x$ $(\lambda \in Q_p)$ given by $(X, -X)+(Y, -Y) = (X+Y, -(X+Y))$ and $\lambda(X, -X) = (\lambda X, -(\lambda X))$. Thus the first part of the proposition is obtained (according to [7], Theor. XI. 3.2) from the fact that the symmetrical bilineary form f defines uniquely by the formula (8) the quadratic form $<, >_N$ in the codomain of the mapping (7).

For the second part, let $X' \in C_X$ be an element of the X class. If $X' = X$ we have $<x, x>_N = <X, X>_f$ and if $X' = -X$ then, on the basis of the properties of ([2], Theor, 2) we have $<x, x>_N = <-X, -X>_f = <X, X>_f$.

At last, let ρ be an element of the C_V- algebra, fixed for simplicity reasons

$$\rho = \nu \quad \text{or} \quad \rho = \nu' \left(\nu' = \frac{1}{i}\nu\right), \tag{9}$$

the last equality having the property of transforming the „imaginary" elements elliptically] ν and hyperbolically ν' one into another.

Definition 2. The set of all the elements of $\Omega(V_l^{n+1}(q)/\Lambda)$ which satisfy the relation

$$<x, x>_N = \rho^2 \tag{10}$$

are called *p*-**adic** *n*-**dimensional non-euclidean space** of index l and curvature $1/\rho$, noted by $\mathfrak{V}_l^n(q)$l

The number ρ defined by the relations (9) and (10) is called the **curvature radius** of $\mathfrak{V}_l^n(q)$, the x elements, satisfying the condition (10) will be called **points** of the p-adic non-euclidean space, and condition (10) itself, the **normalizing condition** for these points

$$\varepsilon_1 (x^1)^2 + \ldots + \varepsilon_l (x^l)^2 + p(\varepsilon_{l+1}(x^{l+1})^2 + \ldots + \varepsilon_n (x^n)^2) \pm q (x^{n+1})^2 = \pm q.$$

The vectors $X' \in C_X$ that define by (8) and (10) a point $x \in V_l^n(q)$ will be called **representatives** (in $V_l^{n+1}(q)$) of the respective point and $V_l^{n+1}(q)$ the $-Q_p-$ **associated space** to $\mathfrak{V}_l^n(q)$.

3. ISOMETRIES BETWEEN THE NON-EUCLIDEAN SPACES AND THE PSEUDO-EUCLIDEAN HYPERSPHERES.

For an Q_p — space $V=V_l^{n+1}(q)$ with production $f: V\times V\to Q_p$, if $q: V\to Q_p$ is quadratic form definited by $q(X)=<X, X>_f$, $X\in V$, we have to use the inferior index at the left or at the right of the letter wich indic space or (bilinear or quadratic) form to how we refer, according to, if we multiply p with the first or the last terms of the associate quadratic form.

Proposition 4. The space $V_l^n(q)$ is an riemannian manifold of constant sectional curvature $1/\pm q$. It is isometric with the sets-pairs of the dyametrally opposed points of the hyperspheres of the ρ radius of the spaces $V_l^{n+1}(q)$. The non-euclidean p-adic spaces are total unconnected.

The proof. depend on Witt theorem, on another theorems of [8], [10] and on Rosenfeld considerations ([9], 49, 50, 119, 120, 210, 211).

Let ${}_kQ_l^{n+1}$ be a pseudo-euclidean space with bilinear form

$$ {}_kb_p^{n+1}(x, y)=p\sum_{\alpha=1}^{k}\varepsilon_\alpha x^\alpha y^\alpha+\sum_{\beta=k+1}^{n+1}\varepsilon_\beta x^\beta y\beta $$

(ε_α, ε_β — being p-adic „units" and x^i, $y^i\in Q_p$, $i=1, \ldots, n+1$; $0\leqslant k<n+1$) If V is an $(n+1)$ -dimensional Q_p — bilateral space endowed with a certain symmetric undegenerated bilinear form, then exist (according to [10], Theor. 2.4.2) a linear isometry between V and ${}_kQ_p{}^{n+1}$. Putting $V=V_l^{n+1}(q)$ ($q\in Q_p$), with bilinear symmetric form $<X, Y>_f$, it will be linear-isometric with ${}_kQ_p^{n+1}$, for $k=n-l+1$. Isometry is given by the mapping

$$ X=\sum_{i=1}^{n+1}x^iE_i\to x'=(x^{l+1}, \ldots, x^n, \sqrt{q}\,x^{n+1}, x^1, \ldots, x^l) \tag{11} $$

so that

$$ <X, Y>_f={}_kb_p^{n+1}(x', y'). \tag{12} $$

But the space ${}_kQ_p^{n+1}$ is a total unconnected complete pseudoriemannian manifold. of constant null curvature.

Now we consider the surface

$$ \Sigma=\{x'\in {}_kQ_p^{n+1} : {}_kb_p^{n+1}(x', x')=\pm\rho^2\}. $$

Also the space ${}_kQ_p^{n+1}$ induce a pseudo-riemannian metric on Σ. With this metric Σ is a pseudori emannian manifold of constant sectional curvature $\pm\rho^{-2}$ ([10], Theor. 2.4.4). On the other hand it is a hypersphere in V of ρ radius and we obtain the isometry considerated above.

BIBLIOGRAPHY

[1] E. Artin, *Geometric algebra.* Interscience Publ., New York, 1957.

[2] N. Boja, Non-Euclidean spaces from the algebraic point of view, Rendiconti di Matematica, Roma, (4) Vol. 5, Serie VI (1972).

[3] N. Boja, About the C_V algebra associated to a finite extension of the second degree of a K field, Bul. şt. şi teh., I. P. Timişoara, seria Mat. — Mec. — Fizică, Tom 20 (34), fasc. 2, (1975).

[4] Z. Borevici, I. Safarevici, *Teoria cisel,* Izd. „Nauka", Moskva, 1972.

[5] I. Dieudonné, *La gèométrie des groupes classiques,* Springer-Verlag, Berlin, 1955.

[6] M. Gray, *A radical approach to algebra,* Addison-Wesley Publ. Comp., London, 1970.

[7] S, Mc Lane, G. Birkhoff, *Algebre.* Dunod, Paris, 1970.

[8] S. Kobayashi, K. Nomizu, *Fundations of differential geometry,* New York, London, 1963.

[9] B. A. Rozenfeld, *Neevklidovi prostranstra,* Izd. „Nauka", Moskva, 1969.

[10] I. A. Wolf, *Spaces of constant curvature,* Mc. Graw-Hill Comp,. New York, 1967.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

SUR UN SYSTÈME D'ÉQUATIONS FONCTIONNELLES CAUCHY-PEXIDER

PAR

A. FILIPESCU

P. M. Vasić et R. R. Janić ont donné la solution générale réelle pour l'équation fonctionnelle Cauchy-Pexider [1]

$$f(x+y)=[g(x)+h(y)-2g(x)\,h(y)]\,[1-g(x)\,h(y)]^{-1} \tag{1}$$

où $x,\ y,\ x+y\in R$ et où les fonctions $f,\ g,\ h\colon R\to R$ sont fonctions continues. Dans cet article ils ont donné la solution générale réelle pour un système de trois équations fonctionnelles Cauchy-Pexider, système qui généralise l'équation fonctionnelle (1).

$$\begin{cases} f(x+y)=[g(x)\,(1-h(y))+h(y)\,(1-g(x))]\,[1-g(x)\,h(y)]^{-1} \\ F(x+y)=f^2(x+y)\,\{g^2(x)\,(1-h(y))+h^2(y)\,(1-g(x))+2g(x)\,h(y) \\ (1-f(x+y))\cdot(1-g(x)\,h(y))\}^{-1}\,[G(x)\,(1-h(y))+H(y)\,(1-g(x))] \\ L(x+y)=F^2(x+y)\,\{[M(x)\,(1-h(y))^2+N(y)\,(1-g(x))^4]\cdot(2-f(x+y))^2+ \\ +2G(x)\,H(y)\,(1-f(x+y))^2\,(2-g(x)-h(y))^2\}\cdot\{[G^2(x)\,(1-h(y))^2+ \\ +H^2(y)\,(1-g(x))^4]\,(2-f(x+y))^2+2G(x)\,H(y)\,(1-f(x+y)^2\,(2-g(x)-h(y))^2\}^{-1} \end{cases} \tag{2}$$

où $x,\ y,\ x+y\in R$ et $f,\ g,\ h,\ F,\ G,\ H,\ L,\ M,\ N\colon R\to R$ sont neuf fonctions réelles continues inconnues. Dans l'hypothèse où $1-f\not\equiv 0,\ 1-g\not\equiv 0,\ 1-h\not\equiv 0$, la solution générale pour la première équation fonctionnelle du système (2) s'écrit dans les fonctions réelles et continues :

$$\begin{cases} f(x)=(ax+a_1+a_2)\,(ax+a_1+a_2+1)^{-1} \\ g(x)=(ax+a_1)\,(ax+a_1+1)^{-1} \\ h(x)=(ax+a_2)\,(ax+a_2+1)^{-1} \end{cases} \tag{3}$$

où $x\in R$ et $a_1,\ a_2,\ a$ sont trois constantes réelles arbitraires.
Pour cette équation fonctionnelle on obtient les solutions suivantes aussi :

$$f(x+y)\equiv 1\ ;\ g(x)\equiv 1\ ;\ h(y)\equiv \text{quelconque}\neq 1 \tag{4}$$

$$f(x+y)\equiv 1\ ;\ h(y)\equiv 1\ ;\ g(x)\equiv \text{quelconque}\neq 1 \tag{5}$$

où $x,\ y,\ x+y\in R$.

Pour la deuxième équation fonctionnelle du système (2) on obtient la solution générale, continue pour les fonctions $F,\ G,\ H\colon R\to R$, en utilisant pour les fonctions $f,\ g,\ h\colon R\to R$ les expressions (3) :

$$\begin{cases} F(x)=(bx+b_1+b_2)\,(ax+a_1+a_2+1)^{-2} \\ G(x)=(bx+b_1)\,(ax+a_1+1)^{-2} \\ H(x)=(bx+b_2)\,(ax+a_2+1)^{-2} \end{cases} \tag{6}$$

où $x\in R$ et $b\ ;\ b_1\ ;\ b_2$ sont trois constantes réelles arbitraires. Pour la deuxième équation fonctionnelle il y a aussi les solutions :

(7) $f\equiv g\equiv 1\ ;\ F\equiv G=$ constante arbitraire $;\ I\equiv$ quelconque $;\ H\equiv$ quelconque

(8) $f\equiv I\equiv 1\ ;\ F\equiv H=$ constante arbitraire $;\ g\equiv$ quelconque $\neq 1\ ;\ G\equiv$ quelconque.

Pour la troisième équation fonctionnelle du système (2) on obtient la solution générale, continue pour les fonctions L, M, $N : R \to R$, en utilisant pour les fonctions f, g, $h : R \to R$ les expressions (3) et pour les fonctions F, G, $H : R \to R$, les éxpressions (6) :

$$(9) \qquad \begin{cases} L(x) = [cx + c_1 + c_2 + (bx + b_1 + b_2)^2]\,(ax + a_1 + a_2 + 1)^{-4} \\ M(x) = [cx + c_1 + (bx + b_1)^2]\,(ax + a_1 + 1)^{-4} \\ N(x) = [cx + c_2 + (bx + b_2)^2]\,(ax + a_2 + 1)^{-4} \end{cases}$$

où $x \in R$ et c ; c_1 ; c_2 sont trois constantes arbitraire.
Pour cette équation on obtient aussi les solutions suivantes en utilisant les éxpressions données par (4), (5), (7), (8) :

$$(10) \qquad \begin{cases} f(x) \equiv g(x) \equiv 1 \ ; \ F(x) \equiv G(x) \equiv \text{ constante arbitraire} \\ L(x) \equiv M(x) \equiv \text{ constante arbitraire} \ ; \ h(y) \equiv \text{ quelconque} \neq 1 \\ H(x) \equiv \text{ quelconque et } N(x) \equiv \text{ quelconque} \end{cases}$$

$$(11) \qquad \begin{cases} f(x) \equiv h(x) \equiv 1 \ ; \ F(x) \equiv H(x) \equiv \text{ constante arbitraire} \\ L(x) \equiv N(x) \equiv \text{ constante arbitraire} \ ; \ g(x) = \text{ quelconque} \neq 1 \\ G(x) \equiv \text{ quelconque} \ ; \ M(x) \equiv \text{ quelconque} \end{cases}$$

où $x \in R$. On arrive au résultat suivante pour la solution du système (2) :

La solution générale réelle du système déquations fonctionnelles (2) à trois équations et neuf fonctions inconnues réelles et continues, est donnée par (3), (6), (9) dans hypothèses où $1 - f \neq 0$; $1 - g \neq 0$; $1 - h \neq 0$ et contient neuf constantes arbitraires réelles. Le système a des solutions qui sont des constantes arbitraires et des fonctions arbitraires données par (4), (5), (7), (8), (10), (11).

Note. La solution générale réelle du système de trois èquations functionnelles Cauchy-Pexider

$$f(x+y) = [g(x)(1+h(y)) + h(y)(1+g(x))]\,[1 - g(x)\,h(y)]^{-1}$$

$$F(x+y) = f^2[G(1+h)^2 + H(1+g)^2 - 2gh(1+f)(1-gh)] \cdot [g^2(1+h)^2 + h^2(1+g)^2 + 2gh(1+f)(1-gh)]^{-1}$$

$$L(x+y) = F^2\{[M(1+h)^4 + N(1+g)^4](2+f)^2 + 2GH(1+f)^2 \cdot (2+g+h^2)\} \cdot \{[G^2(1+h)^4 + H(1-g)^4](2+f)^2 + 2GH(1+f)^2\ (2+g+f^2)\}^{-1}$$

où x, y, $x+y \in R$ şi f, F, L, g, G, M, h, N : $R \in R$ sont neuf functions réelles continues inconnues, système qui généralise l'équation $f(x+y) = [g(x)(1+h(y)) + h(y)(1+g(x))]\ [1 - g(x))\,h(y)]^{-1}$ a ètè publiquèe dans les travailles de l'Institut de sous ingenieurs de Reşiţa (23—24 april 1976).

BIBLIOGRAPHIE

[1] P. M. Vasić et. R.R. Janié : Sur quelques équations du type de Pexider. Publications de la Faculté d'Electrotechnique de l'Université à Belgrade, serie mathématiques et physique. Nr. 274—Nr. 301 (1969) p.p. 33—45.

[2] J. Aczél : Lectures on functional equations and their applications. London 1966.

[3] A. Filipescu : Despre soluţiile unui sistem de ecuaţii funcţionale de tip Cauchy-Pexider. Lucrările tehnice şi ştiinţifice ale Institutului de subingineri din Reşiţa (1976), pp.347—348.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

SUR UNE CLASSE DES ALGÈBRES POLYNOMIALES

PAR

P. N. IZVERCEANU et A. HADNAGY

1. Dans cette note on définit des algèbres polynômiales à l'aide d'une propriété d'universalité à partir de la remarque que chaque algèbre linéaire, associative à l'unité 1 est isomorphe avec une algèbre-quotient d'une algèbre tensorielle. [1].

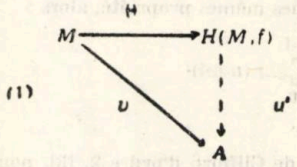
2. Soit K un anneau commutatif à l'unité, $M=\{\lambda e \mid \lambda \in K\}$ un K-module et $f : M \to K$ une forme n-linéaire.

Definition 1. Une algèbre polynômiale $H(M, f)$ associée au K-module M et à la forme f este une K-algèbre caracterisée par :

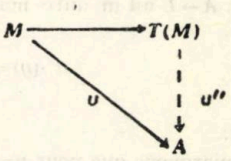
1°. il y a une application linéaire $\theta : M \to H(M, f)$ de sorte que :

$$(\theta x)^n = f(x) \cdot 1 \quad \text{pour tout } x \in M, \text{ ou } f(x) = f(x, x, \ldots, x).$$

2°. quelle que soit l'application linéaire $u : M \to A$ de sorte que $(u(x))^n = f(x) \cdot 1$ il y a un homomorphisme des K-algèbres unique u'qui fait le diagramme (1) commutatif



(1)



(2)

Theoreme 1. Pour chaque couple (M, f) il existe une algèbre polynômiale $H(M, f)$ unique, jusqu'à un isomorphisme.

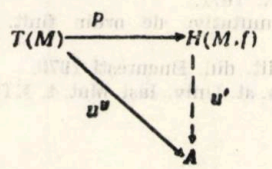
Demonstration. Soit $T(M) = \sum_{p \geqq 0} T^p(M)$ ou $T^p(M)$ est la p-iéme puissance tensorielle de M et soit I_f l'ideal de $T(M)$ engendré par des éléments de forme $\underbrace{x \otimes x \otimes \ldots \otimes x}_{n \text{ fois}} - f(x) \cdot 1$ avec $x \in M$. Si l'on considère l'homomorphisme canonique $p : T(M) \to T(M)/I_f$ et l'injection $i : M \to T(M)$ on peut choisir $H(M, f) = T(M)/I_f$ respectivement $\theta : M \to H(M, f)$ donné par $\theta = poi$.

Pour chaque $x \in M$ nous avons :

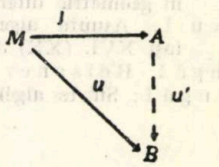
$$(\theta(x))^n = \theta(x) \cdot \theta(x) \ldots \theta(x) = p(x)\, p(x) \ldots p(x) = p(x \otimes x \otimes \ldots \otimes x) = f(x) \cdot 1$$

et donc la propriété 1°. est verifiée. De l'universalité de $T(M)$ il resulte l'existence d'un homomorphisme des K-algèbres unique u'' qui fait le diagramme (2) commutatif.

En considerant un générateur $y = x \otimes x \otimes \ldots \otimes x - f(x) \cdot 1$ de l'idéal I_f nous obtenons par (2) : $u''(y) = (u''(x))^n - f(x) \cdot u''(1) = (u(x))^n - f(x) \cdot 1 = 0$. Alors ily a un homomorphisme des K-algèbres unique u'qui ferme le diagramme (3).



(3)



(4)

Par (2) et (3) nous déduissons

$$u'(\theta x) = u'(px) = u''(x) = u(x)$$

pour tout $x \in M$. L'unicité de u' resulte de l'unicité de u''.

Pour démontrer l'unicité de l'algèbre polynomiale $H(M, f)$ supposons qu'il existe encore une algèbre similaire $H'(M, f)$ et l'application corespondante $\theta' : M \to H'(M, f)$ qui satisfait les mêmes propriétés. Pour $u = \theta'$ dans (1) il résulte qu'il existe un $v : H(M, f) \to H'(M, f)$ de sorte que $v \circ \theta = \theta'$. Par symétrie il y a un $w : H'(M, f) \to H(M, f)$ de sorte que $w = \theta' \circ \theta$. Donc $w \circ v \circ \theta = \theta$ ce qui implique $w \cdot v = 1$ en choissant en (1) $u = \theta$ et par la condition 2°. Par symétrie nous obtenons $v \circ w = 1$ et donc v est un isomorphisme.

Theoreme 2. Pour le couple (M, f) considéré ci-dessus la K-algèbre $H(M, f)$ est engendrée par un générateur „e" qui satisfait aux conditions :

$$(5) \quad e^i \cdot e^j = e^k, \quad k = i + j, \quad i + j < n$$

$$(6) \quad e^n = a \cdot 1 \quad \text{ou} \quad a = f(e)$$

La base de l'algèbre $H(M, f)$ est formée parl' élément 1 et par des éléments de forme : $e, e^2, \ldots, e^{n-1}$ et donc sa dimmension est égale à n.

Demonstration. Pour démontrer l'existence de la structure de K-algebre indiquée dans l'énoncé de la théorème on emploie algèbre $A = K \cdot 1 \oplus K \cdot e \oplus \ldots \oplus K \cdot e^{n-1}$ qui admet une base cyclique [2] et $M = K \cdot e$ un K-module à un seul générateur. La K-algèbre A satisfait les conditions de la définition 1°. En effet, soit B une K-algèbre commutative quelconque et soit $x \in M$. Il y a un morphisme des K-algèbres unique $u' : A \to B$ qui ferme le diagramme (4), c' est-a-dire $u' \circ j = u$

On définit le morphisme u' ainsi : si $y \in A$, $y = \sum_{i=0}^{n-1} \lambda_i e^i$ alors

$$u'(y) = \sum_{i=0}^{n-1} \lambda_i (u(e))^i$$

et il resulte immédiatment qu'il est un morphisme des K-algèbres qui satisfait la relation $u' \cdot j = u$.

Si $u'' : A \to B$ est un autre morphisme des K-algèbres avec des mêmes propriété, alors :

$$u''(y) = \sum_{i=0}^{n-1} u''(\lambda_i \cdot 1)\,(u''(e))^i = \sum_{i=0}^{n-1} \lambda_i (u(e))^i$$

d'ou $u'' = u$.

3. Remarquons que pour $n = 2$ on obtiendra la K-algebre de Clifford d'ordre 2, [3], pour $n \geqslant 3$ on obtiendra des K-algèbres etudiées par M. Roşculeţ [4] et respectivemant par O. E_m. Gheorghiu [5]. D'autres classes des algèbres ont été étudiées par I. Creangă et I. Enescu [6] et pour $n = 2$ et $f(e) = 0$ on obtiendra l'algèbre extérieure associée au K-module M.

BIBLIOGRAPHIE

1. Teleman C., Teleman M.: Elemente de teoria grupurilor cu aplicaţii în topologie şi fizică, Editura ştiinţifică, Bucureşti 1973.
2. Izverceanu P. N.: Funcţii intrinseci pe algebre polinomiale, Bul. şt. şi tehn. I. P. Timişoara, t. 17 (1972).
3. Husemoller D.: Fibre bundles New-York-St. Louis, 1966.
4. Roşculeţ M.: Funcţii monogene pe algebre comutative Editura Acad. R. S. R., 1975.
5. Gheorghiu O. Em.: Despre un spaţiu cuasieuclidian, Stud. şi cercet. mat. Acad. R.P.R., Baza Timişoara 1955.
6. Creangă I. şi Enescu I.: Algebre, Editura tehnică, Bucureşti 1973.
7. Popovici I., Iordănescu R, Turtoi A: Graduări simple Jordan şi Lie considerate în geometria diferenţială Ed. Acad. R.S.R. 1971.
8. Enescu I: Asupra algebrelor semisimple necomutative de ordin finit. Bul. Inst. polit. Iaşi XVI. (XX) 3—4. 1970.
9. Creangă I. Reischer C: Algebra liniară. Edit. did. Bucureşti 1970.
10. Creangă I: Sur les algébres du trosiémé degré an. st. Univ. Iaşi. Mat. t. XIV f. 2. 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

EXTENSIONS OF ANALYTICAL ALGEBRAS

BY

C. HATVANY

In the investigation of the deformations of analytical algebras one is led, by Schuster [5] (resp. Kramm [3], for the relative case), to consider the module $Ex^1_A(B, M)$ of the equivalence classes of extensions of an analytical A-algebra B by an analytical module M over B.

In the reduced case, $Ex^1_A(B, B)=Ex^1_B(\Omega_B, B)$ is a cohomology group. Thus, is natural to define an extension theory for analytical algebras, such that $Ex^i_A(B, M)$ are cohomology groups. This will we do in this note, for $i=0, 1, 2$. For details and proofs we refer to [2].

Let A be an analytical k-algebra over a non-trivially and completly valuated field k, and let B be an analytical A-algebra and M an analytical B-module. For these notions see, for instance [1].

A 2-fold extension of B by M is an exact sequence of k-linear maps

$$E: O \longrightarrow M \xrightarrow{j} M_1 \xrightarrow{r} B_1 \xrightarrow{q} B \longrightarrow O,$$

where q ist an analytical A-epimorphism, r is a homomorphism of analytical B_1-modules such that $r(m_1)m_1'=r(m_1')m_1$, for $m_1, m_1' \in M_1$ (i. e. r is conformal), and j is a morphism of analytical B_1-modules, with M regarded as analytical B_1-module via q. Provided $B_1=A\{X_1, \ldots, X_n\}$, we say that E is a free 2-fold extension of B by M.

We denote by $Ex^2_A(B, M)$ the totality of equivalence classes of 2-fold extensions of B by M, and observe that $Ex^2_A(B, M)$ has an analytical B-module structure (see [2]). The analytical B-module $Ex^1_A(B, M)$ is definend by Schuster in [5]. As $Ex^0_A(B, M)$ we take $\mathrm{Der}_A(B, M)$.

So, similarly as in the extension theory for modules, we get a functor

$$Ex^i_A(-, -): (A-\mathrm{Analg}, \mathrm{Anmod}) \longrightarrow \mathrm{Sets}.$$

Here (A-Analg, Anmod) is the categoty consisting of pairs (B, M) with B an analytical A-algebra and M an analytical B-module, and with morphism

$$(B, M) \longrightarrow (B', M')$$

consisting of pairs of maps (β, μ) with $\beta: B' \longrightarrow B$ a finite analytical A-homomorphism, and $\mu: M \longrightarrow M'$ a homomorphism of analytical B'-module, M being considered as an analytical B'-module via β.

Furthermore, we get the following

Additive Classification Theorem. $Ex^i_A(-, -)$ is a functor from (A-Analg, Anmod) with values in (A-Analg, Anmod) defined by

$$(B, M) \longrightarrow Ex^i_A(B, M)$$

and

$$\begin{array}{c}(B, M)\\ \downarrow\\ (B', M')\end{array} \quad (\beta, \mu) \longrightarrow Ex^i_A(\beta, \mu) := Ex^i_A(B', \mu) \cdot Ex^i_A(\beta, M),$$

$i=0, 1, 2$. $Ex^i_A(-, -)$ is contravariant in the first variable, covariant in the second variable, and additive either in the first or in the second variable.

Let

$$(s): O \longrightarrow I \xrightarrow{\iota} B_1 \xrightarrow{\pi} B \longrightarrow O$$

be an exact sequence of A-algebras, wehre π is an analytical A-epimorphism, and let M be an analytical B-module. Now, we define $ext^i_{B_1}(I, M)$ as a subgroup of $Ext^i_{B_1}(I, M)$ (for extensions of modules, see for instance [4]). Namely, we put $ext^i_{B_1}(I, M) := Hom_{B_1}(I, M) = Ext^i_{B_1}(I, M)$. The subgroup $ext^i_{B_1}(I, M)$ consists of the equivalence classes of the B_1-module extensions

$$O \longrightarrow M \longrightarrow M_1 \xrightarrow{p} I \longrightarrow O,$$

Where p is conformal, and the subgroup $ext^2_{B_1}(I, M)$ consists of the equivalence classes of the B_1-module extensions

$$O \longrightarrow M \longrightarrow M_1 \longrightarrow M_2 \xrightarrow{p} I \longrightarrow O,$$

where p is conformal.

Theorem I. For the sequence (s) and for any analytical B-module M there exists an exact sequence, functorial in M :

$$O \longrightarrow Ex^0_A(B, M) \xrightarrow{Ex^0_A(\pi, M)} Ex^0_A(B_1, M) \xrightarrow{ext^0_{B_1}(\iota, M)} ext^0_{B_1}(I, M)$$

$$\xrightarrow{\delta^1} Ex^1_A(B, M) \xrightarrow{Ex^1_A(\pi, M)} Ex^1_A(B_1, M) \xrightarrow{ext^1_{B_1}(\iota, M)} ext^1_{B_1}(I, M)$$

$$\xrightarrow{\delta^2} Ex^2_A(B, M) \xrightarrow{Ex^2_A(\pi, M)} Ex^2_A(B_1, M) \xrightarrow{ext^2_{B_1}(\iota, M)} ext^2_{B_1}(I, M).$$

The relationship between $Ex^i_A(B, M)$ and $Ext^i_B(\Omega_{B/A}, M)$ is given by the following

Theorem II. There exists a monomorphism of analytical B-modules

$$Ext^i_B(d, M): Ext^i_B(\Omega_{B/A}, M) \longrightarrow Ex^i_A(B, M) \quad (i=0, 1, 2),$$

where $d: B \longrightarrow \Omega_{B/A}$ is the universal A-derivation of B.

If $i=0$, or if $i=1$ and k is algebraically closed, A is regular and B is flat and reduced over A, then $Ext^i_B(d, M)$ becomes an isomorphism.

Finally, let

$$E: O \longrightarrow M \longrightarrow M_1 \longrightarrow A\{X_1, \ldots, X_n\} \longrightarrow B \longrightarrow O$$

a free 2-fold extension of B. To E we can associate the (cotangent) complex

$$C^*(E): O \longrightarrow M \longrightarrow M_1 \otimes_{B_1} B \longrightarrow \Omega_{B_1/A} \otimes_{B_1} B \longrightarrow O$$

of analytical B-modules. It can be proved that the homopopy class of $C^*(E)$ is independent of the choise of the free 2-fold extension E of B. Now, we can define the i-th cohomology groups of B with coefficients in an analytical B-module M, as the groups

$$H^i(A, B, M) := H^i(Hom_B(C^*(E), M)) \qquad (i=0, 1, 2).$$

Concluding, we get

Theorem III. $Ex^i_A(B, M) \simeq H^i(A, B; M)$, $i=0, 1, 2$.

BIBLIOGRAPHY

[1] GRAUERT, H., REMMERT, R., RIEMENSCHNEIDER, O.,: Analytische Stellenangebren, Berlin-Heidelberg-New York, Springer, 1971.

[2] HATVANY, Cs.: On the Cohomology of Analytical Algebras, to appear in Periodica Mathematica Hungarica

[3] KRAMM, B.: Über Deformationen von analytischen Abbildungskeimen, manuscripta math. 10, 163–189 (1973).

[4] MAC LANE, S.: Homology, Berlin-Göttingen-Heidelberg, Springer, 1963.

[5] SCHUSTER, H. W.: Deformationen analytischer Algebren, Inventiones math. 6, 262–274 (1968).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

FUZZY MEASURES

BY

E. ROVENTA

1. **Introduction.** In [1] L. A. Zadeh introduces the notion of fuzzy set which unlike the usual sets is characterized by a membership function which takes its values in the closed unit interval [0, 1].

Definition 1.1 Let be X an arbitrary set. A fuzzy set F in X is the set $\{(x, \chi_F(x))\}_{x\in X}$ where $\chi_F \in [0, 1]^X$, and it is called the **membership function** of F. The value of χ_F in is by definition the „membership degree" of x to F.

If $\mathcal{F} = \{F_i\}_{i\in I}$ is a family of fuzzy sets, then by definition :

$$F_i = F_j \Leftrightarrow \chi_{F_i}(x) = \chi_{F_j}(x) \quad (i, j \in I) \qquad x\in X$$

$$F_i \subset F_j \Leftrightarrow \chi_{F_i}(x) \leqslant \chi_{F_j}(x) \quad (i, j \in I) \qquad x\in X$$

$$A = \bigcup_{i\in I} F_i \Leftrightarrow \chi_A(x) = \bigvee_{i\in I} \chi_{F_i}(x) = \sup_{i\in I} \{\chi_{F_i}(x)\} \qquad x\in X$$

$$B = \bigcap_{i\in I} F_i \Leftrightarrow \chi_B(x) = \bigwedge_{i\in I} \chi_{F_i}(x) = \inf_{i\in I} \{\chi_{F_i}(x)\} \qquad x\in X$$

$$F_i' = C_{F_i} \Leftrightarrow \chi_{F_i}(x) = 1 - \chi_{F_i}(x) \quad i\in I) \qquad x\in X$$

$$D = |F_i - F_j| \Leftrightarrow \chi_D(x) = |\chi_{F_i}(x) - \chi_{F_j}(x)| \ (i, j \in I) \qquad x\in X$$

We will say that the fuzzy sets F_i and F_j are dijoint if $F_i \cap F_j = \Phi$ $(i \neq j)$ where $\chi_\Phi(x) = 0$, for each $x\in X$ (analogously $\chi_X(x) = 1$, for each $x\in X$).

In this paper we define and study the notion of fuzzy measure which does not coincide with the measure given in [2]. In a certain sens the measure introduced by us expresses the „fuzzyness" of a fuzzy set The most interesting properties which distinguishes fuzzy respective usual measures are connected to monotonity.

2. **Fuzzy measures.** Let $(X, \mathcal{K}, \mu)$ be a space with the measure $\mu : \mathcal{K} \to R$ which is assumed finite and nonnegative,

For a fuzzy set F one defines its *levels* :

$$F_\alpha = \{x\in X \mid \chi_F(x) \leqslant \alpha\} \qquad (\alpha \in [0, 1])$$

Proposition 2.1 A fuzzy set F is said *measurable* if for each $\alpha\in[0, 1]$, $F_\alpha \in \mathcal{K}$[2].

Definition 2.1 The family $\mathcal{B}_\mathcal{K}$ of all the measurable fuzzy sets form a σ-algebra [2].

Definition 2.2 We shall call *essential part* (or briefly the e.p.) of the fuzzy set F the set (in the usual sense) :

$$T(F) = \{x\in X \mid 0 < \chi_F(x) < 1\}.$$

Further we shall also use the notations :

$$Z(F) = \{x\in X \mid \chi_F(x) = 0\}, \quad H(F) = \{x\in \chi \mid \chi_F(x) = 1\}.$$

Definition 2.3 We call proper **fuzzy measure** (associated to μ) the function $m_T : \mathcal{K} \to \mathbf{R}_+$ ($\mathbf{R}_+ = [0, \infty)$) defined by : $m_T(F) = \mu[T(F)]$.

Let us show that m_T is a measu re. From $X_\Phi(x) = 0$ $(x\in X)$ we have $m_T(\Phi) = 0$. Let $F = \bigcup_{i=1}^{\infty} F_i$, $F_i \cap F_j = \Phi$ $(i \neq j)$. We state that $T(F) = \bigcup_{i=1}^{\infty} T(F_i)$ and $T(F_i) \cap T(F_j) = \Phi$ $(i \neq j)$. The relation $\chi_{F_i}(x) \wedge \chi_{F_j}(x) = 0$ $(x\in X,\ i \neq j)$ implies $T(F_i) \cap T(F_j) = \Phi$ $(i \neq j)$. The same condition implies that for each $x\in X$ ther is a unique $i\in N$ so that : $\chi_{\bigcup_{j=1}^{\infty} F_j}(x) = \chi_{F_i}(x)$ Herefrom we get $T(F) = \bigcap_{j=1}^{\infty} T(F_j)$ and $m_T(F) = \mu[T(F)] = \Sigma\mu[T(F_i)] = \Sigma m_T(F_i)$; therefore m_T is countable additive.

Definition 2.4 Let F be a fuzzy set. The set $S(F)=\{x\in X|\ \chi_F(x)>0\}$ will be called the **support** of F.

Remark 2.1 $S(F)=T(F)\cup H(F)$, $T(F)\cap H(F)=\Phi$.

Definition 2.5 We will call **fuzzy measure** (attached to μ) the function $m_s: \mathfrak{B}_{\mathcal{K}'} \to \mathbf{R}+$ defined by : $m_S(F)=\mu[S(F)]$.

The fact that m_S is a measure is shown in an analogous manner as it is proved for m_T taking in consiration that from $S(F)=\bigcup_{i=1}^{\infty} S(F_i)$ $F_i\cap F_j=\Phi$ $(i\neq j)$ it follows $S(F)=\bigcup_{i=1}^{\infty} S(F_i)$ and $S(F_i)\cap S(F_j)=\Phi(i\neq j)$.

Remark 2.2 It is obvious that $m_S(F)=m_T(F)+\mu[H(F)]$.

Remark 2.3 If F is a set in the usual sense we have : $T(F)=\Phi$, $H(F)=F$ therefore $m_S(F)=\mu(F)$.

Remark 2.4 Denoting $\alpha(F)=\dfrac{m_T(F)}{m_S(F)}$ and $\beta(F)=\dfrac{\mu(H(F))}{m_S(F)}$ we have : $\alpha(F)+\beta(F)=1$ whatever would be $F\in\mathfrak{B}_{\mathcal{K}}$ with $m_s(F)\neq 0$. If α is small then F is „almost usual set" and when β is small then F is an „almost proper fuzzy set" ; hence α gives the „fuzzy degree" of a fuzzy set.

Remark 2.5 Unlike to m_T (see the following theorem) the measure m_S has the well known properties about monotonity, i.e. it is increasing.

Theorem 2.1 (*i*) If $F_1\subset F_2$ then $\begin{cases} H(F_1)=H(F_2)\Rightarrow m_T(F_1)\leq m_T(J_2) \\ Z(F_1)=Z(F_2)\Rightarrow m_T(F_1)\geq m_T(F_2) \end{cases}$

(*ii*) If $F=\bigcup_{i=1}^{\infty} F_i$ then $m_T(\bigcup F_i)\leq \sum_{i=1}^{\infty} m_T(F_i)$

(*iii*) If $m_T(F_i\cap F_j)=0$ $(i\neq j,\ i,\ j=\overline{1,n})$ then $m_T(\bigcup_{i=1}^{n} F_i)=\sum_{i=1}^{n} m_T(F_i)$

Proof. (*i*) From $F_1\subset F_2$ and from $H(F_1)=H(F_2)$ it follows $Z(F_2)\subseteq Z(F_1)$ hence $T(F_1)\subseteq T(F_2)$ Analogously $F_1\subseteq F_2$ and $Z(F_1)=Z(F_2)$ imply $H(F_1)\subseteq H(F_2)$, therefore $T(F_1)\supseteq T(F_2)$.

(*ii*) The proof is immediate.

(*iii*) If $\chi_{F1}(x)\leq\chi_{F2}(x)$ we have $\chi_{F1}(x)\vee\chi_{F2}(x)=\chi_{F2}(x)$ and $\chi_{F1}(x)\wedge\chi_{F2}(x)=\chi_{F1}(x)$ and if $\chi_{F1}(x)\leq\chi_{F2}(x)$ it follows $\chi_{F1}(x)\vee\chi_{F2}(x)=\chi_{F1}(x)$ resp. $\chi_{F1}(x)\wedge\chi_{F2}\ x)=\chi_{F2}(x)$ In both cases $m_T(F_1\cup F_2)+m_T(F_1\cap F_2)=m_T(F_1)+m_T(F_2)$

By recurrency one proves the formula :

$$m_T(\bigcup_{i=1}^{n} F_i)=\sum_{i=1}^{n} m_T(F_i)-\sum_{i,j} m_T(F_i\cap F_j)+\ \ldots\ (-1)^n\, m_T(\bigcap_{i=1}^{n} F_i)_n.$$

Taking into the hypothesis made we get : $m_T(\bigcup_{i=1}^{n} F_i)=\sum_{i=1}^{n} m_T(F_i)$.

Lemma 2.1 For every fuzzy sets F_1, F_2 we have :

(*j*) $T(F_1\cup F_2)\subseteq T(F_1)\cup T(F_2)$ and $T(F_1)\cap F_2)\subseteq T(F_1)\cup T(F_2)$.

(*jj*) If $H(F_1)=H(F_2)$, then $T(F_1\cup F_2)=T(F)\cup T(F_2)$.

(*jjj*) If $Z(F_1)=Z(F_2)$, then $T(F_1)\cap F_2)=T(F_1)\cup T(F_2)$.

Proof. (*j*) Is immediate.

(*jj*) For example if $x\in T(F_1)$ we cannot have $\chi_{F2}(x)=1$. But this imply $x\in Z(F_2)\cup T(F_2)$ wherefrom we get : $x\in T(F_1\cup F_2)$.

(*jjj*) Analogously as for (*jj*).

Theorem 2.2 We suppose that F_1, F_2 are two fuzzy sets with the following property : (π) for each $x\in T(F_1)\cup T(F_2)$ one holds : $\chi_{F_1}(x)\neq\chi_{F_2}(x)$. Then :

(*k*) $m_T(|F_1-F_2|)\geq m_T(F_1\cup F_2)$, and $m_T(|F_1-F_2|)\geq m_T(F_1\cap F_2)$.

(*kk*) assuming that $H(F_1)=H(F_2)$, takes place : $m_T(|F_1-F_2|)=m_T(F_1\cup F_2)$.

(*kkk*) assuming that $Z(F_1)=Z(F_2)$, it takes place : $m_T(|F_1-F_2|)=m_T(F_1\cap F_2)$.

Proof. (*k*) Having in view lemma 2.1 (*j*) we will show that $T(F_1)\cup T(F_2)\subseteq T(|F_1-F_2|)$ If $x\in T(F)$, then $\chi_{F_1}(x)=a\in(0,1)$ and whatever would be $\chi_{F_2}(x)$ we get $|\chi_{F_1}(x)-\chi_{F2}(x)|\in(0,1)$ (because (π) implies that $\chi_{F2}(x)\neq a$). Therefore $x\in T(|F_1-F_2|)$. An analogous judgement being valid also for $x\in T(F_2)$ we obtain the wished inclusion.

(*kk*) In order to show this part of our theorem we prove that (with the hypothesis $H(F_1)=H(F_2)$) takes place : $T(|F_1-F_2|)\subseteq T(F_1\cup F_2)$ Let $x\in T(|F_1-F_2|)$; if $x\notin T(F_1)\cup T(F_2)$ then $x\in[Z(F_1)\cup H(F_1)]\cap[Z(F_2)\cup H(F_2)]$. We get that x must belong to one only to one from the following four setz : $Z(F_1)\cap$

$\cap Z(F_2)$, $Z(F_1)\cap H(F_2)$, $H(F_1)\cap Z(F_2)$, $H(F_1)\cap H(F_2)$. By $H(F_1)=H(F_2)$ it follows that the second and the third set is empty. Because $x\in T(|F_1-F_2|)$, it canoot belong at the same time to $Z(F_1)\cap Z(F_2)$ or to $H(F_1)\cap H(F_2)$. Therefore $x\in T(F_1)\cup T(F_2)$ and $x\in T(F_1\cup F_2)$ (lemma 2.1 (*jj*)) (*kkk*) Analogously as for (*kk*).

Remark 2.6 If we assume (π) then : $m_T(|F_1-F_2|)\geqslant m_T(F_i)$ $i=1,2$.

We have proved (see (*k*)) that $T(F_i)\subseteq T(|F_1-F_2|)$ $i=1, 2$.

Remark 2.7 If (π), $F_1\subset F_2$ and $H(F_1)=H(F_2)$ holds tehn : $m_T(|F_1-F_2|)=m_T(F_2)$. Indeed $F_2=F_1\cup F_2$ and we apply (*kk*).

Remark 2.8 If (π). $F_1\subset F_2$ and $Z(F_1)=Z(F_2)$ holds then : $m_T(|F_1-F_2|)=m_T(F_1)$. Indeed $F_1\cap\cap F_2=F_1$ and we apply (*kkk*).

Remark 2.9 If (π), $H(F_1)=H(F_2)$ and $Z(F_1)=Z(F_2)$ are fulfilled then :

$$m_T(|F_1-F_2|)=m_T(F_1)=m_T(F_2).$$

Obviously in this case $T(F_1)=T(F_2)=T(F_1\cup F_2)=T(F_1\cap F_2)$ and we can apply theorem 2.2

REFERENCES

[1] Zadeh, L. A., Fuzzy sets, Information and Control, 8 (1965) 338–358.

[2] Zadeh, L. A., Probability measure of Fuzzy Events, J. Math. Anal. Appl. 23 (1968) 421–427.

[3] Chang, C. L., Fuzzy Topological Spaces, J. Math. Anal. Appl. 24 (1968) 182–190.

[4] Negoiță, C. V., Ralescu D. A., Mulțimi vagi și aplicațiile lor, (Cap I) Ed. tehnică București 1974.

[5] Berberian, S. K., Measure and Integration, New-York, London 1967.

SEQUENCES OF FUZZY SETS

BY

E. ROVENTA

1. **Introduction** L. A. Zadeh initiated the study of fuzzy sets in 1965. [1]. Important contributions in the theory of fuzzy sets are due to Zadeh [2], Chang [4], Wong [5].

The aim of the present paper is to introduce the notion of convergence for sequences of fuzzy sets without using a topological structure on X. Further we give some propositions about operations with convergent sequences and some important properties and examples conected to fuzzy measure introduce in [3].

The terminology is that given in [3].

2. **Sequences of fuzzy sets**

Definition 2.1 We call **sequence of fuzzy sets** each application $h: N\to[0,1]^X$ In many cases the application h will be identified with the set $\{h(k)\}_{k\in N}$or with the indexed notation $\{F_k\}_{k\in N}$ or $\{F_k\}$.

Definition 2.2 Let $\{F_k\}$ be a sequence of fuzzy sets. Then the fuzzy set F^* (resp. F_*) characterized by $\chi_F{}^*(x)=\bigwedge_{n=1}^{\infty}\bigvee_{k=n}^{\infty}\chi_{Fk}(x)$ (resp. $\chi_{F*}(x)=\bigvee_{n=1}^{\infty}\bigwedge_{k=n}^{\infty}\chi_{Fk}(x)$) is called the lower (resp. the upper) limit of $\{F_k\}$

Remark 2.1 Obviously $F_*\subseteq F^*$

Definition 2.3 The sequence $\{F_k\}$ is said convergent if $F_*=F^*$. In this case we shall designate with F the two above mentioned equal sets and it will be called the limit of $\{F_k\}$. If $\{F_k\}$ converges to F this will be denoted by $F_k\to F$.

Remark 2.2 From definition 2.3 one can deduce that $F_k\to F$ is equivalent with $\chi_{F_k}(x)\to\chi_F(x)$ for each $x\in X$, i.e. $F_k\to F$ iff $\{\chi_{F_k}(x)\}$ converges to $\chi_F(x)$ in the topology of the pointwise convergence defined on $[0,1]^X$.

Proposition 2.1 If $F_k\to F$ then $CF_k\to CF$.

Proof. The statement results from the equalities : $CF_*=(CF)^*$ and $CF^*=(CF)_*$.

Proposition 2.2 Every monotonous sequence of fuzzy sets is convergent. Proof. If $\{F_k\}$ is incressing then $F_k\subseteq F_{k+1}$hence$\chi_F{}^*(x)=\bigvee_{k=1}^{\infty}\chi_{F_k}(x)=\chi_{F*}(x)$. If $\{F_k\}$ is decressing then $F_k\supset F_{k+1}$ therefore $\chi_{F*}(x)=$ $=\bigwedge_{k=1}^{\infty}\chi_{Fk}(x)=\chi_{F*}(x)$.

Proposition 2.3 If $E_k \to E$, $F_k \to E$ then

$$(i) \quad E_k \cup F_k \to E \cup F.$$

$$(ii) \quad E_k \cap F_k \to E \cap F.$$

Proof. (i) By a direct computation we can show that $E_* \cup F_* \subseteq (E \cup F)_*$ and $(E \cup F)^* \subseteq E^* \cup F^*$. From the remark 2.1 (applied to $E \cup F$), from the above mentioned relations and from the equalities $E_* = E^*$, $F_* = F^*$ it follws that : $(E \cup F)_* = (E \cup F)^*$.

(ii) results from (i), from propositions 2.1 and from De Morgan's laws.

Let $m_T : \mathfrak{B}_k \to \mathbf{R}_+$ the fuzzy measure given i [3] (where $\mathfrak{B}_k$ is a σ-algebra of measurable fuzzy sets, μ a usually measure on X and $m_T(F) = \mu[T(F)]$ where $T(F) = \{x \in X \mid 0 < \chi_F(x) < 1\}$.

Lemma 2.1 If $F_k \in \mathfrak{B}_{\mathfrak{K}}$ $F_k \nearrow F$ and if $H(F_k) = H(F)$ $k \in N$ one takes place :

$$m_T(F) = \lim_{k \to \infty} m_T(F_k)$$

Proof. From the hypothesis made we deduce $T(F) = \bigcup_{k=1}^{\infty} T(F_k)$ and $T(F_k) \nearrow T(F)$ hence $\mu(T(F)) = \lim_{k \to \infty} \mu[T(F_k)]$

Lemma 2.2 If $F \in \mathfrak{B}_k$, $F_k \searrow F$ and if $Z(F_k) = Z(F)$ one takes place :

$$m_T(F) = \lim_{k \to \infty} m_T(F_k)$$

Proof. We follow an analogous judgement as for lemma 2.1.

The following example shows that the equality $m_T(\lim_{k \to \infty} F_k) = \lim_{k \to \infty} m_T(F_k)$ does not hold for any monotonous sequence without making supplimentary hypothesises :

$$\text{Let } \chi_{F_k}(x) = \begin{cases} 0 & x < k \\ x - k & k \leqslant x < k+1 \\ 1 & x \geqslant k+1 \end{cases}$$

We see easily $m_T(F_k) = 1$ and further $\lim_{k \to \infty} m_T(F_k) = 1 \neq 0 = m_T(\lim_{k \to \infty} F_k)$.

Theorem 2.1 For each sequence $\{F_k\} \subset \mathfrak{B}_{\mathfrak{K}}$ with $H(F_n') = H(F_*)$ and $H(F_n') = H(F_k)$, $k \geqslant n$ wehre $F_n'' = \bigcap_{n=m}^{\infty} F_k$ the following inequality holds :

$$m_T(F_*) \leqslant \liminf m_T(F_k)$$

Proof. From $\chi_{F_*}(x) \bigvee_{n=1}^{\infty} \bigwedge_{k=n}^{\infty} \chi_F k(x) = \bigvee_{n=1}^{\infty} \chi_{F_n'}(x)$ we get $F_n' \nearrow F_*$ hence $m_T(F_*) = \lim m_T(F_n') = \liminf m_T(F_n')$ (lemma 2.1). But $\chi_{F_n'}(x) \leqslant \chi_{F_k}(x)$, $k \geqslant x$ and from $H(F_n') = H(F_k)$, $k \geqslant n$ we have $m_T(F_n') \leqslant m_T(F_k)$ for $k \geqslant n$ therefore $\liminf m_T(F_n') \leqslant \liminf m_T(F_k)$.

Theorem 2.2 For each sequence $\{F_k\} \subset \mathfrak{B}_{\mathfrak{K}}$ with $Z(F_n'') = Z(F^*)$ and $H(F_n'') = H(F_k)$, $k \geqslant n$, $n \in N$ where $F_n'' = \bigcup_{k=n}^{\infty} F_k$ the foollowing inequality holds :

$$\limsup m_T(F_k) \leqslant m_T(F^*).$$

Proof. From $\chi_{F^*}(x) = \bigwedge_{n=1}^{\infty} \bigvee_{k=n}^{\infty} \chi_{F_k} = \bigwedge_{n=1}^{\infty} \chi_{F_n''}(x)$ we have $F_n'' \searrow F^*$ therefore $m_T(F^*) = \lim m_T(F_n'') = \limsup m_T(F_n'')$ (lemma 2.2). But $\chi_{F_k}(x) \leqslant \chi_{F_n''}(x)$, $k \geqslant n$ and $H(F_k) = H(F_n'')$, $k \geqslant n$ hence $m_T(F_k) \leqslant m_T(F_n'')$ for $k \geqslant n$, therefore $\limsup m_T(F_k) \leqslant \limsup m_T(F_n'')$

Comment From $H(F_k) = H(F^*)$, $k \in N$ (resp. $Z(F_k) = Z(F^*)$, $k \in N$) we obtain $H(F_n') = H(F^*)$, $n \in N$ (resp. $Z(F_n'') = Z(F^*)$, $n \in N$) where $F_n' = \bigcap_{k=n}^{\infty} F_k$ (resp. $F_n'' = \bigcup_{k=n}^{\infty} F_k$) because $H(F_n') = \{x \mid \inf_{k=n} \chi_{F_k}(x) = 1\} = \{x \mid \chi_{F_k}(x) = 1,\ k \geqslant n\} = \bigcap_{k=n}^{\infty} H(F_k) = H(F_*)$ (resp. $Z(F_n'') = \bigcap_{k=n}^{\infty} Z(F_k) = Z(F^*)$).

The conditions $H(F_n')=H(F_*)$ and $H(F_n')=H(F_k)$ $n\in N$, $k\geqslant n$ from the theorem 2.1 are equivalent ones with $H(F_k)=H(F_*)$, $k\in N$ and therefore we can replace then with this latter.

An analogous equivalence does not hold between the conditions $Z(F_n'')=Z(F^*)$ $H(F_n'')=H(F_k)$, $n\in N$, $k\geqslant n$ (from theorem 2.2) and the condition $Z(F_k)=Z(F^*)$ as the following connter example show it: Let $\{r_1, r_2, \ldots r_k, \ldots\}$ be the rationals from (0,1) written as a sequence. For each r_k we define:

$$\chi_{F_k}(x)=\begin{cases}0 & x\notin(0,3/2)\\ 1/2 & x\in(0,r_k/2)\cup(3r_k/2,3/2)\\ 1 & x\in(r_k/2,\ 3r_k/2)\end{cases}$$

One sees that $m_T(F_k)=\dfrac{3}{2}-r_k$; herofrom we get lim sup $m_T(F_k)=\dfrac{3}{2}$ If $F_n''=\bigcup_{k=n}^{\infty}F_k$, then $\chi_{F_n''}(x)=$

$=\begin{cases}0 & x\notin(0,\ 3/2)\\ 1 & x\in(0,\ 3/2).\end{cases}$ and $\chi_{F^*}(x)=\begin{cases}0 & x\notin(0,\ 3/2)\\ 1 & x\in(0,\ 3/2)\end{cases}$.

Hence $T(F^*)=\Phi$ and it results $m_T(F^*)=0<\lim$ sup $m_T(F_k)$.

Consequence 2.1 For each sequence $\{F_k\}\subset\mathfrak{B}_{\mathfrak{X}}$ with $H(F_k)=H(F_*)$ $Z(F_n'')=Z(F^*)$, $H(F_n'')=$ $=H(F_k)$, $k\geqslant n$ where $F_n''=\bigcup_{n=k}^{\infty}F_k$ the following inequalities hold:

$$m_T(F^*)\leqslant\lim\text{ inf }m_T(F_k)\leqslant\lim\text{ sup }m_T(F_k)\leqslant m_T(F^*)$$

Theorem 2.3 For each convergence sequence $\{F_k\}\subset\mathfrak{B}_{\mathfrak{X}}$ with $H(F_k)=H(F_*)$ $Z(F_n'')=Z(F^*)$, $H(F_n'')=H(F_k)$, $k\geqslant n$, where $F_n''=\bigcup_{k=n}^{\infty}F_k$ holds the equality:

$$m_T(F)=\lim_{k\to\infty}m_T(F_k).$$

Proof. Theorem 2.3 results immedite from consequence 2.1.

REFERENCES

[1] Zadeh, L. A., Fuzzy sets, Information and Control, 8 (1965) 338—358.
[2] Zadeh, L. A., Probability measure of Fuzzy Events, J. Math. Anal. Appl. 23 (1968) 421—427.
[3] Roventa, E., Fuzzy measures Bul. Ştiinţ. Tehn. Inst. Politehn. Timişoara 1 (1977)
[4] Chang, C. L., Fuzzy Topological Spaces, J. Math. Anal. Appl. 24 (1968) 182—190.
[5] Wong, C. K., Fuzzy Points and Local Properties of Fuzzy Topology J. Math. Anal. Appl. 46 (1974) 316—328.
[6] Negoiţă, C. V., Ralescu, D. A., Mulţimi vagi şi aplicaţiile lor, (Cap. I) Ed. tehnică Bucureşti 1974.
[7] Berberian, s. k., Measure and Integration, New-York, London 1967.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ÜBER DIFUNKTIONALE RELATIONEN IN KATEGORIEN MIT FASERPRODUKTEN

VON
E. SCHWAB

In [1] wurden die Eigenschaften der Relationen in Kategorien mit Faserprodukten berücksichtigt und untersucht. Wenn im abelschen Falle für jede Relation α die Gleichheit

$$\alpha\alpha^*\alpha=\alpha \tag{1}$$

gilt, wobei mit $*$ die Involution aus der I-Kategorie der Relationen bezeichnet wurde[1], so gilt im Falle der Kategorien mit Faserprodukten, die Gleichheit (1) im allgemeinen nicht für jede Relation. Die Relationen für welche die Gheichheit (1) besteht, werden difunktionale Relationen genannt. Der Begriff der difunktionalen Relation in Mengen wurde von J. Riguet in [3] eingeführt.

Im vorliegenden Beitrag sind hinreichende Bedingungen gegeben damit eine Relation in Kategorien mit Faserprodukten eine difunktionale Relation sei. Für die gebrauchten Begriffe, Benennungen und Bezeichnungen siehe [1].

Sei $\mathcal{C}$ eine Kategorie mit Faserprodukten. In § 3 aus [1] wird die I-Kategorie der Relationen Rel $(\mathcal{C}\,;\,\mathcal{S})$ in bezug auf eine retraktive Unterkategorie $\mathcal{S}$ konstruiert, in welcher die Involution und die Ordnungsrelation mit $*$ bzw. mit $\subset$ bezeichnet werden, und ein Funktor $\Gamma:\mathcal{C}\to$ Rel $(\mathcal{C}\,;\,\mathcal{S})$ welcher eine Einbettung, graphische Einbettung genannt, darstellt. Wenn $[f,\,g]\in$ Rel $(\mathcal{C}\,;\,\mathcal{S})$ dann gilt

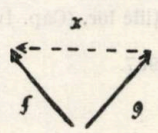
$$[f,\,g]\subset[f,g]\,[f,\,g]^*\,[f,\,g]. \tag{2}$$

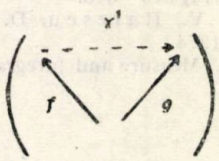
Tatsächlich, indem man berücksichtigt daß $[f,\,g]=\Gamma(f)^*\,\Gamma(g)$ ([1] Lemma 4.1.) und daß $\Delta\subset\subset\Gamma(f)\,\Gamma(f)^*$, $\Delta\subset\Gamma(g)\Gamma(g)^*$ ([1] Formel 4.6. (e)), wo $\Delta=\Gamma(1)$, folgt

$$[f,\,g]=\Gamma(f)^*\Gamma(g)\subset\Gamma(f)^*\Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(f)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g)=\Gamma(f)^*\Gamma(g)\cdot$$
$$\cdot(\Gamma(f)^*\Gamma(g))^*\Gamma(f)^*\Gamma(g)=[f,\,g]\,[f,\,g]^*[f,\,g].$$

Theorem. Wenn die Relation $[f,\,g]\in$ Rel $(\mathcal{C}\,;\,\mathcal{S})$ eine der folgenden Bedingungen erfüllt:

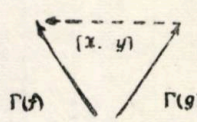
(*a*) es gibt einen Morphismus $t\in\mathcal{C}$ so daß $[f,\,g]=\Gamma(t)$,
(*b*) $[f,\,g]^*[f,\,g]\subset\Delta$ ($[f,\,g]\,[f,\,g]^*\subset\Delta$),
(*c*) f ist Monomorphismus (g ist Monomorphismus),
(*d*) es existiert ein Morphismus $x\in\mathcal{C}$ ($x'\in\mathcal{C}$) so daß das Diagramm

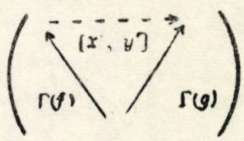




in $\mathcal{C}$ kommutativ sei,

(*e*) es existiert eine Relation $[x,\,y]\in$ Rel $(\mathcal{C}\,;\,\mathcal{S})$ ($[x',\,y']\in$ Rel $(\mathcal{C};\,\mathcal{S})$) so daß das Diagramm





in Rel $(\mathcal{C}\,;\,\mathcal{S})$ komutativ sei,
so ist $[f,\,g]$ eine difunktionale Relation.

[1] Für jeden Morphismus einer I-Kategorie mit den Axiomen (K_1) und (K_2) von D. Puppe ist die Gleichheit (1) wahr ([2]).

Beweis. (a) Siehe [1] Formel 4.6. (f).

(*b*) Indem man in Betracht zieht, daß in einer *I*-Kategorie die Ordnungsrelation mit der Komposition der Morphismen vereinbar ist, $[f, g]^*[f, g] \subset \Delta$ impliziert $[f, g]\,[f, g]^*[f, g] \subset [f, g]$ und mit (2) folgt daß $[f, g]$ eine difunktionale Relation darstellt.

Analog gehen wir im Falle $[f, g]\,[f, g]^* \subset \Delta$ vor.

(*c*) Wenn f ein Monomorphismus ist, dann ist $\Gamma(f)\,\Gamma(f)^* = \Delta$ ([1] Formel 4.6. (*c*)) und somit

$$[[f, g]\,[f, g]^*[f, g] = \Gamma(f)^*\Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(f)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g) = \Gamma(f)^*\Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(g) =$$

$$= \Gamma(f)^*\Gamma(g) = [f, g].$$

Wenn g Monomorphismus ist, so ist der Gedankengang derselbe.

(*d*) Wenn ein Morphismus $x \in \mathfrak{C}$ existiert, so daß $f = gx$, dann

$$[f, g]\,[f, g]^*[f, g] = \Gamma(f)^*\Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(g)\,\Gamma(x)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g) =$$

$$= \Gamma(f)^*\Gamma(g)\,\Gamma(x)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g) = \Gamma(f)^*\Gamma(f)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g) = \Gamma(f)^*\Gamma(g) = [f, g].$$

Analog ist der Vorgang im Falle daß ein Morphismus $x' \in \mathfrak{C}$ existiert, für welchen $g = fx'$.

(*e*) Wenn eine Relation $[x, y] \in \mathrm{Rel}\ (\mathfrak{C}; \mathfrak{S})$ existiert so daß $\Gamma(f) = \Gamma(g)\,[x, y]$, dann folgt

$$\Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(f) = \Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(g)\,[x, y] = \Gamma(g)\,[x, y] = \Gamma(f)$$

und somit

$$[f, g]\,[f, g]^*[f, g] = \Gamma(f)^*\Gamma(g)\,\Gamma(g)^*\Gamma(f)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g) =$$

$$= \Gamma(f)^*\Gamma(f)\,\Gamma(f)^*\Gamma(g) = \Gamma(f)^*\Gamma(g) = [f, g].$$

Die Beweisführung ist dieselbe wenn eine Relation $[x', y'] \in \mathrm{Rel}\ (\mathfrak{C}; \mathfrak{S})$ existiert, so daß $\Gamma(g) = \Gamma(f)\,[x', y']$.

LITERATUR

[1] Y. Kawahara, Relations in categories with pullbacks, Memoirs of the Fac. of Sci., Kyushu Univ. Ser. A, Vol. 27, No. 1, (1973) (149–173).

[2] D. Puppe, Korrespondenzen in abelschen Kategorien, Math. Ann., 148 (1962) 1–30.

[3] J. Riguet, Relations binaires, fermetures, correspondences de Galois, Bull. Soc. Math. France 76 (1948) 114–155.

4] Proceedings of the Conference on Categorical Algebra, La Jolla 1965. Springer 1966 .

[5] H. B. Brinkmann und D. Puppe, Kategorien und Funktoren. Lecture Notes in Math. *18*. Springer 1966

[6] D. Puppe, Über die Axiome für abelsche Kategorien . Archiv d. Math. *XVIII*, 217–222 (1967)

[7] I. Bucur and A. Deleanu Categories and Functors. Wiley 1968.

[8] H. Cartan and S. Eilenberg, Homological Algebra. Princeton Univ. Press 1956, Prin cetown New Jersey.

[9] Category Theory, Homology Theory and their Applications I. Lecture Notes in Math. *86* Springer 1969.

[10] P. J. Hilton, Correspondences and exact squares. Proceedings of the Conference on Categorical Algebra, La Jolla 1965. Springer 1966.

[11] Reports of the Midwest Category Seminar I. Lecture Notes in Math. *47* Springer 1967

[12] Reports of the Midwest Category Seminar II. Lecture Notes in Math. *61* . Springer 1968

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

NOTE ON THE EXTENDED PRINCIPLE OF MINIMUM PATH AND THE FIVE-DIMENSIONAL SPACE-TIME-LIKE MANIFOLD

BY

M. BORNEAS, M. CRISTEA, I. DAMIAN

It has been shown in previous works [1] [2] that the principle of minimum action gets a natural interpretation as principle of minimum path in the protospace — the geometric primary existence of physical nature. On this basis one can write

$$\delta \int dx \sqrt{\gamma_{\rho\tau} \left(e_\rho \prod_\varphi \tilde{d}\Omega_\varphi \right) \left(e_\tau \prod_\psi \tilde{d}\Omega_\psi \right)} = 0 \tag{1}$$

summation rule is used), where x means the totality of the independent variables, $\gamma_{\rho\tau}$ are somes transformation coefficients of the „protocoordinates", e_ρ are the operators relating the „protocoordinates" to the magnitudes in the space of the phenomena, and $\tilde{d}\Omega_\varphi$ are increments of the functional. Ω_φ depending on the independent variables, on the physical magnitudes $\overline{\overline{W}}_\lambda$ and their derivatives Introducing the operators which satisfy the condition

$$\chi_\rho \chi_\tau + \chi_\tau \chi_\rho = 2\gamma_{\rho\tau} e_\rho e_\tau \tag{2}$$

equation (1) can be rewritten in the form

$$\delta \int dx \sum_\rho \left[\prod_\varphi \frac{\partial \Omega_\varphi}{\partial (W_\lambda)_{\eta(L)i\ldots}} D(W_\lambda)_{\eta(L)i\ldots} \right]^{\widehat{\rho}} ; \tag{3}$$

here $(W_\lambda)_\eta$ are the components of the magnitudes $\overline{\overline{W}}_\lambda$; index $(L)\, i \ldots$ shows the L-th order derivatives with respect to x^i, x^j, ... ; D means the covariant differential in the space-like manifold $\{x\}$ and $\widehat{\rho}$ indicates that the χ_ρ-s operate on the magnitudes inside the parenthesis.

Considering the four-dimensional space-time [3] [4] [5] [6], some gravitation equations [2], as well as the equations of Maxwell [7] have been deduced. But speaking of space-time, there are a lot of discussions on this subject. Some papers raise questions about the length on a cosmic scale [8] [9] [10] ; other introduce a minimum length, and discrete time [11] [12]. Many attempts have been made to add more dimensions to the four-dimensional space-time manifold, giving different interpretations to these supplementary dimensions ; in this way interesting results have been obtained (13] [14] [15] [16] [17] [18] [19]. In the present note, the authors take into consideration a five-dimensional variety in equations (3), i.e. $\{x\}$ constituted by x^i with $i=1, 2, 3, 4, 5$.

If the Euclidian section in the protospace has N dimensions, a Riemannian space of n dimensions can be considered a subspace embedded in the N-dimensional space, so that the relation $N = n(n+1)/2$ holds [20]. We consider two cases : (i) the n-dimensional space is the three-dimensional proper space, and (ii) the n-dimensional space is the five-dimensional manifold (space plus time plus a supplementary dimension).

In the first case the section in the protospace has $N=3(3+1)/2=6$ dimensions, which means [2] that in equation (3) only functional Ω_φ is needed (3 space dimensions +1 time dimension +1 supplementary dimension correspond to 5 dimensions of the „protosection"). Consequently equation (3) becomes

$$\delta \int dx \sum_\rho \left[\frac{\partial \Omega}{\partial (W_\lambda)_{\eta(L)i\ldots}} D(W_\lambda)_{\eta(L)i\ldots} \right]^{\widehat{\rho}} . \tag{4}$$

Now, admitting as before that $\overline{\overline{W}}_\varphi$ are tensors of second order at the most, equation (4) can be written

$$\delta \int dx \sum_\rho \left[\frac{\partial \Omega}{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}} \left(\frac{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}}{\partial x^k} + \Gamma^i_{lk}\, W^{lj}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots} + \Gamma^j_{lk}\, W^{il}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots} \right) dx^k \right]^{\widehat{\rho}} = 0 \qquad (5)$$

or, multiplying and dividing by $d\omega$,

$$\delta \int dx \sum_\rho \left[U(k) \frac{\partial \Omega}{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}} \frac{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}}{\partial x^k} + U(k) \frac{\partial \Omega}{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}} \Gamma^i_{lk}\, W^{il}_{\lambda(L)\,m\,\ldots} + \right.$$

$$\left. + U(k) \frac{\partial \Omega}{\partial W^{ij}_{\lambda(L)\,m\,\ldots}} \Gamma^j_{ik}\, W^{il}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots} \right]^{\widehat{\rho}} = 0 \qquad (6)$$

U being a short notation for the integral over ω; the symbol Γ^i_{jk} refers to the five-dimensional variety space + time + supplementary dimension. A passage to the four-dimensional space-time can be performed [13] [16], thus obtaining equations in this space-time. However the presence of the symbol Γ^i_{jk} at first power only, rules out the possibility of the appearence of the Ricci tensor, or of the scalar curvature, therefore equation (6) cannot lead to an equation of space-time-gravitation.

In the second case the section in the protospace has $\underline{N} = 5(5+1)/2 = 15$ dimensions, therefore 10 functionals Ω_φ enter the equation (3). We can write

$$\delta \int dx \sum_\rho \left[\prod_{\varphi=1}^{10} \left(U(k) \frac{\partial \Omega_\rho}{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}} \frac{\partial W^{ij}_{\mu(L)\,m\,\ldots}}{\partial x^k} + U(k) \frac{\partial \Omega_\varphi}{\partial W^{ij}_{\lambda\,(L(\,m\,\ldots}} \Gamma^i_{lk}\, W^{lj}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots} + \right. \right.$$

$$\left. \left. + U(k) \frac{\partial \Omega_\varphi}{\partial W^{ij}_{\mu\,(L)\,m\,\ldots}} \Gamma^j_{lk}\, W^{il}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots} \right) \right]^{\widehat{\rho}} = 0. \qquad (7)$$

One can see that in equation (7) the symbols Γ^j_{lk} appear at higher powers. This suggests a possible equation of gravitation with higher power correction term [21].

Examining the two above cases, it is obvious that equation (6) offers limitted possibilities to develop a more comprehensive theory. Equation (7) is more suitable for that. Specializing the $[U(k) \cdot \partial \Omega_\varphi / \partial W^{ij}_{\lambda\,(L)\,m\,\ldots}]^{\widehat{\rho}}$ expressions, adequate equations of gravitation may be inferred, as well as equations describing other fields. The very complicated form of equation (7) shows that the four-dimensional variety is still the most plausible form of the space-time.

REFERENCES

1. Borneas M., Bul. şt. tehn. IPT, 1975, v. 20 (34), p. 132.
2. Borneas M., Inter. J. Theor. Phys., 1976, v. 15, p. 773.
3. Einstein A., *The Meaning of Relativity*, Princeton University Press, 1955.
4. Büchel W.. Physikalische Blätter, 1963, v. *19*, p. 12.
5. Freeman I. M., Amer. J. Phys., 1969, v. *37*, p. 1222.
6. Dorling J., Amer. J. Phys., 1970, v. *38*, p. 539.
7. Borneas M., Bul. şt. tehn. IPT, 1976, v. 21 (35), p. 25
8. Wittacker E. T., Proc. Roy. Soc., 1931, v. *A 133*, p. 93.
9. Robertson H. P., Revs. Modern Phys., 1933, v. *5*, p. 62
10. Newman E., Phys. Rev., 1939, v. *114*, p. 1391.
11. Ambartzumian V. and Ivanenko D., Zs. f. Physik, 1930, v. *64*, p. 563.
12. Heisenberg W., Zs. f. Physik, 1936, v. *101*, p. 35.
13. Souriau J. M., Nuovo Cimento, 1963, v. *30*, p. 565.
14. Rayski J., Acta Phys. Polon., 1965, v. *27*, p. 947.
15. Takano Y., Prog. Theor. Phys., 1967, v. *38*, p. 1185.
16. Ahner H., Phys. Rev. D., 1970, v. *1*, p. 488.
17. Borneas M., Bul. şt. tehn. IPT (mat.-fiz.-mec.), 1972 v. *17*, p. 137.
18. Ghosh N. N., Bull. Cal. Math. Soc., 1973, v. *65*, p. 1; Indian J. Phys., 1973, v. *47*, p. 186; Indian J. Phys., 1974, v. *48*, p. 731.
19. Edmonds jr. J., Inter. J. Theor. Phys., 1975, v. *5*, p. 239.
20. *Matematica, conţinutul, metodele şi importanţa ei*, (second edition), Ed. ştiinţifică, Bucharest, 1962, (translated from russian).
21. Giesswein M. and Streernwitz E., *Kosmologische Singularitäten in einer Gravitationstheorie mit quadratischen Korrekturtermen*, Inst. theor. Physik der Universität Wien (preprint).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

POSSIBLE SPACE-TIME MEANINGS OF CROSS SECTION „DISPLACEMENTS" IN PROTOSPACE

BY

M. BORNEAS, M. CRISTEA AND I. DAMIAN

It has been argued [1] that all quantities in space-time, including the space-time coordinates, are generated by the protospace, the geometric primordial existence. The minimum „path" in the protospace delivers the law of the actual physical phenomenon, translated in the space-time by relations between observable quantities. Thus we associate ourselves to the opinion that physics has an „explicative" role [2] [3], toghether with the „operational" one. Lévy-Leblond [4] underlines that even those physicists who talk about observables to be defined „operationally", use in practice nondirectly observable concepts, such as vectors in infinite-dimensional Hilbert spacse.

As experience show, the physical phenomena can be described by a finite number of magnitudes. The coordinates of the protospace, α_ε, being in infinite number, it is necessary to relate the spacetime quantities with the intrinsic coordinates of a finite-dimensional cross section in the protospace, β_{ρ^Ξ} If z_ι and $\zeta_\varkappa$ denote the space and the time coordinates respectively, and Ω are the functionals depending on magnitudes characterizing the physical phenomena, then a correspondence must exist between the manifolds $\{\beta_\upsilon\}$ and $\{z_l\}$ $\{\zeta_\varkappa\}$ $\{\Omega_\varphi\}$. This correspondence is of the form

$$d\beta^\Xi_\rho = e^\Xi_\rho \prod_\varphi \tilde{d}\Omega^\Xi_\varphi \prod_\iota dz^\Xi_\iota \prod_\varkappa d\zeta^\Xi_\varkappa \tag{1}$$

(here e^Ξ_ρ represent the confluxes [1] operating in the cross section Ξ, and $\prod_\iota dz^\Xi_\iota \prod_\varkappa d\zeta^\Xi_\iota$ becomes $dx = \prod_j dx^j$.

It has been shown [1] that the variation is given in the simplest way (we drop the indices φ and Ξ) by:

$$\tilde{d}\Omega = (\partial\Omega/\partial Q_{\xi\,(K)u\ldots})\, DQ_{\xi\,(K)u\ldots} \tag{2}$$

where Q_ξ are the generalized coordinates, $(K)\,u\ldots$ indicate the derivatives of K-th order with respect to x^u, x^v, ... and so on (the summation rule has been used). D denotes the covariant differential with respect to the Riemannian space-time of metric

$$ds^2 = g_{jk}dx^j dx^k. \tag{3}$$

In order to simplify the writing we consider in (2) only second rank contravariant tensors denoted by q^{jk}, and we have

$$\tilde{d}\Omega = (\partial\Omega/\partial q^{jk})\,(q^{jk}_{,r} + \Gamma^j_{lr}q^{lk} + \Gamma^k_{lr}q^{jl})\,dx^r\,. \tag{4}$$

But an extension can be made. Because all cross sections containing the minimum path are equally entitled, one can consider the increment of Ω with respect to the passage to a „displaced" cross section $\Xi + d\Xi$ too, thus

$$\tilde{d}\Omega = (\partial\Omega/\partial q^{jk})\,(Dq^{jk} + \bar{d}q^{jk}) \tag{5}$$

where $\bar{d}q^{jk}$ is an additional term to the covariant differential in the Riemann space-time, due to the mentioned fact.

Now, the presence of the term $\bar{d}q^{jk}$ can be interpreted as a change in the character of the space-time, which becomes non-Riemannian. In ref. [1] the Weyl space [5] [6] was presented as an alternative. In this space the covariant differential is given by [7]:

$$^*Dq^{jk} = [q^{jk}_{,r} + \Gamma^j_{lr}q^{lk} + \Gamma^k_{lr}q^{jl} - (^*g^j_l\varphi_r + {}^*g^j_r\varphi_l - {}^*g_{lr^l}\varphi^j)\,q^{lk} - (^*g^k_l\varphi_r + {}^*g^k_r\varphi_l - {}^*g_{lr}\varphi^j)\,q^{jl} + \varphi_r q^{jk}]\,dx^r \tag{6}$$

due to the generalized Christoffel symbols

$$*\Gamma^i_{lr}=\Gamma^i_{lr}-(*g^i_l\varphi_r+*g^i_r\varphi_l-*g_{lr}\varphi^i)\,; \tag{7}$$

φ_r is the „gauge potential" or the Weyl function, the asterisk indicates the metric

$$ds^2=*g_{jk}dx^jdx^k=\lambda g_{jk}dx^jdx^k \tag{8}$$

λ being the „gauge factor".

Thus comparing (6) with (5) one sees that the additional term due to the „displacement" of the cross section in the protospace can be interpreted in the space-time as due to the change of the gauge. For

$$\varphi_{r,k}-\varphi_{k,r}=0 \tag{9}$$

the space-time becomes Riemannian. Because of the relation (9) Ross [8] suggested the identification of φ_r with the electromagnetic potential, opening the way for a possible relationship of Weyl geometry to quantum electrodynamics.

The electromagnetic interpretation of the additional term can be maintained also by introducing the connection of Einstein's relativistic theory of the nonsymmetric field [9]. On the basis of Einstein's theory, Gaffney [10] proposes a connection of the form

$$(\Gamma^j_{kl})_G=\Gamma^j_{kl}+iS^j_{kl}+iB_k\delta^j_l \tag{10}$$

with S^j_{kl} antisymmetric and B_k arbitrary, which is equivalent to the introduction of the complex metric tensor

$$h^{jk}=g^{jk}+if^{jk}. \tag{11}$$

This leads to some singularities of the field, interpreted by Gaffney as electric charges.

An analogous result is obtained by Vigier [2] who writes the connection in the form

$$(\Gamma^j_{kl})_v=\Gamma^j_{kl}+\varepsilon\delta^j_k\varphi_j \tag{12}$$

where ε is a universal constant of interaction, and Γ^j_{kl} is calculated in the Riemann metric. A similar theory is developed by Borchsenius [11].

Mirman [12] advances the idea that the displacement of a vector changes not only its direction but also its phase. The connection is found to be

$$(\Gamma^j_{kl})_M=-\Gamma^j_{kl}+\delta^f_l f\theta_k+\delta^j_k f\theta_l f\theta_l-g_{lk}f\theta^j \tag{13}$$

where $f\theta_k$ is a function depending on the phase, and determined by nature of the particular physical situation. The interpretation of the term $\overline{dq^{jk}}$ in (5) as a cause for introducing a change of phase in the space-time is very interesting.

REFERENCES

1. Borneas M., Bul. şt. tehn. IPT, 1975, v. 20, p. 132 ; 1976, v. 21, p. 25.
2. De Broglie L. and Vigier J., *La physique quantique restera-t-elle indeterministe ?*, Gauthier-Villars, Paris, 1953.
3. Mittelstaedt P., *Philosophische Probleme der modernen Physik*, B.I.A.G., Mannheim, 1966.
4. Lévy-Leblond J-M., Rivista del Nuovo Cimento, 1974, v. 4, p. 99.
5. Weyl H., *Raum, Zeit, Materie*, Verlag Springer, Berlin, 1921.
6. Eddington A. S., *Espace, temps et gravitation*, Ed. J. Hermann, Paris, 1921.
7. Plăcinţianu I., *Vectori, potenţiali, tensori*, Ed. A. Gheorghiu, Iaşi, 1942.
8. Ross D. K., Nuovo Cimento, 1976, v. 33 B, p. 449.
9. Einstein A., *The Meaning of Relativity*, Princeton, New Jersey, 1955.
10. Gaffney G. W., Phys. Rev. D., 1974, v. 10, p. 374.
11. Borchsenius K., Phys. Rev. D., 1976, v. 13, p. 2707.
12. Mirman R., J. Math. Phys., 1974, v. 15, p. 374.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

AUSARBEITUNG UND STUDIUM EINES LI FERRIT MIT ISOPERMEN ZYKLUS (LIPT I)

VON

C. DE SABATA, M. CRISTEA, M. VLĂDUŢIU, GH. PETCA

A. Der Zweck der Arbeit war das Erhalten eines Lithiummonoferrits mit dem Hysteresiszyklus vom isopermen Typ, durch die Verwendung des Fe_2O_3 -Oxydes inländischer Herkunft (Oräştie) als Corundstoff und mit Bi_2O_3 Zusatz.

Der Lithiummonoferrit $Li_{0\,5}Fe_{2\,5}O_4$ zeichnet sich durch die höchste Curietemperatur von allen bekannten Ferriten aus. Der 3% Bi_2O_3 Gewichtzusatz mit „Flussmittel"-rolle, hat als Folge das Erzeugen einer feineren Granulation und das Herabsinken der Sinterntemperatur. Das Bismutoxyd erlaubt das Bilden von eutektischen Systemen ohne dass sich eine starre hösung oder eine chemische Verbindung mit dem Ferrit bildet [1, 2, 3]. Die Grundstoffe waren dabei :

Fe_2O_3, welches durch die $Fe_2O_3 \cdot 7H_2O$ Kalzinierung erhalten wurde, mit einer 98,5% Reinheit und als wichtigste Verunreinigungen SO und Ca^{2+}, mit nadelförmigen Teilchen, vom mineralogischen Hämatittypen, die spezifische Oberfläche von (15—20) m^2/g.

Bi_2O_3, $LiCO_3$-chemisch rein

Die Ferriten wurden in Ringform gepresst mit Φ_e=1,3 mm, Φ_i=0,7 mm, h=0,5 mm und bei konstanter Temperatur von 1 180 °C, 2 Stunden agglomeriert.

Das experimentelle Studium wurde mit einer Vorrichtung vollbracht welche die Aufnahme des Hysteresiszyklus der Ferrite ermöglicht indem sie Rechteckimpulse verwendet [4] und die eine in Abb. 1 angegebene Prinzipschaltung hat.

B. Die Wirkung der thermischen Behandlung. Nach der Durchführung der ersten Messungen, wurden die Ferrite einiger thermischen Behandlungen unterworfen zum Zweck der Aufbesserung der magnetischen Parameter einerseits und um die physischen Mechanismen welche die Eigenschaften der Ferrite erzeugen besser kennen zu lernen, andererzeits.

Die thermische Behandlung wurde in der Luft bei konstanter Temperatur von 600 °C und 900 °C (1 Stunde) und scheller Abkühlung ausgeführt.

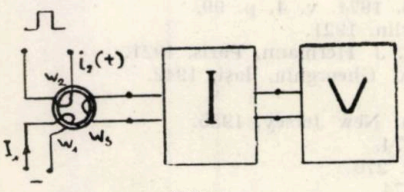


Abb. 1.

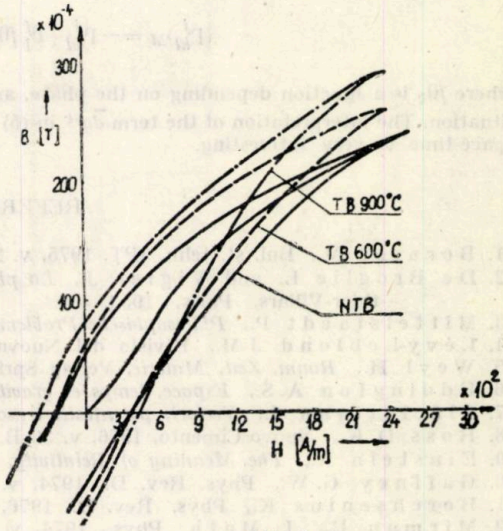
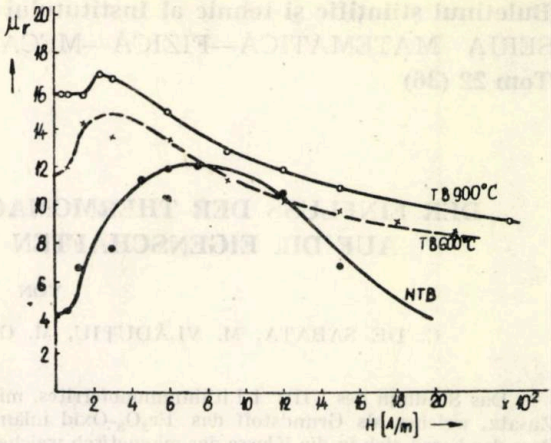


Abb. 2.

Abb. 3.



In Abb. 2 ist de Hysteresiszyklus des Ferrit und seine Änderung durch die thermische Behandlung dargestellt, während in Abb. 3 die Abhängigkeit der relativen magnetischen Permeabilität in bezug auf das angelegte Feld H angegeben ist.

Die wichtigsten Werte der magnetischen Parameter sind in der nachfolgenden Tabelle synthetisiert :

Ferite	Parameter de Hystesiszyklus				μ_r		
	B_s [T] x 10^{-4}	B_s [T] x 10^{-4}	H_{max}	[A/m]Hs[A/m]	μ_i	μ_{max}	$\mu_{sät}$
LIPT I	240	50	2 400	300	4	12	4
LIPT I+TT 600 °C	260	66	2 150	350	12	15	8
LIPT I+TT 900° C	300	80	2 150	400	16	17	8—9

Durch den Vergleich mit denen in der Literatur [1] angegebenen Daten, gehören die Ferite zu den weich magnetischen Ferrite mit isopernen Zyklus ($H_c < 500$ A/m und $B_r/B_s \ll 1$).

C. Betrachtungen über die phynschen Elemente welche die Eigenschaften des LIPT I Ferrit bestimmen. Der Lithiummonoferrit hat eine spinellische Struktur vom Typen $Li^{+}Fe^{3+}_{-3}O_8$ die aus zwei Magneteisenrzmolekülen gebildet ist in der zwei bivalente Eisenionen durch einen trivalenten Eisenion und einen monovalenten Lithiumion ersätzt wurden [1]. Der niedrige Wert der magnetischen Sättigungs — und Remanenzinduktion zeigt, dass das resultierende magnetischen Moment der Teilgitter *A* un *B* klein ist, es ist also wahrscheinlich dass die AB Interaktion niedrig ist, was sonst mit der Literatur [1] übereinstimmt. Der kleine Wert der relativen magnetischen Permeabilität weist auf die Idee einer genug hohen Porosität des Ferrit hin. Die thermischen Behandlungen erlauben das Wachsen der Kristalle und eine kleine Verminderung der Porosität und dem zufolge wächst die magnetische Permeabilität. Die Li-Ferrite haben einen geringen. Magnetostriktions-koeffizient ($\lambda_s = -8 \cdot 10^{-6}$ [1]).

LITERATURVERZEICHNIS

[1] V. Cedighian: „Ferite" Ed. Tehnică, Bucureşti, 1966

[2] V. G. Glatov, L. V. Pivovarov: Zh. Neorg. Mater., 1969, *5*, p. 2133.

[3] K. D. Dugar-Jabon: Izvest. Akad. Nauk. SSSR Neorg. Mater. 1972, *8*, p. 505.

[4] Dorina Rogojan, Venturia Borceanu : Bul. St. Stud. Bucureşti 1971, p. 143—170.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

DER EINFLUSS DER THERMOMAGNETISCHEN BEHANDLUNG AUF DIE EIGENSCHAFTEN DES LIPT I FERRITES

VON

C. DE SABATA, M. VLĂDUŢIU, M. CRISTEA, GH. PETCA

Das Studium des LIPT I Lithiummonoferrites, mit der Formel $Li_{0\,5}Fe_{2\,5}O_4$ und mit 3% Bi_2O_3 — Zusatz, welcher als Grundstoff das Fe_2O_3-Oxid inländischer Herkunft (Orăştie) verwendet, zeigt dass das Ferrit sich in die Klasse der magnetisch weichen Ferrite und mit isopermen Zyklus einschreibt da die Induktionswerte gering sind.

Im Folgenden durchführte man die Veränderung der Werte, „auf der Vertikale" des Zyklus (die magnetische sättigungsinduktion), vor allem die Vergrösserung der relativen magnetischen Permeabilität.

Aus diesem Zwecke, sind die aus Fe_2O_3 (mit 98,5% Reinheit) und chemisch reinen Bi_2O_3 und $LiCO_3$ durch Sintern bei 1 180 °C konstanter Temperatur hergestellten Ferriten, thermomagnetischer Behandlungen unterworfen worden. Diese Behandlungen bestanden aus folgendem : nach einer einstündiger Erwärmung im Ofen bei konstanter Temperatur von 300 °C beziehungsweise von 600 °C, kühte man die ringförmigen Ferriten in dem im duftabstand eines Weisselektromagneten (B=0,5 T) gebildeten Magnetfeld ab wobei einige dieser Proben mit der Ringoberfläche parallel zu den Feldlinien ($\parallel$) und andere senkrecht ($\perp$) zu diesen standen. Die Dimensionen des Ferrites waren θ_c=1,3 mm ; θ_i=0,7 mm und h=0,5 mm.

Das Studium der magnetischen Parameter wurde mit Hilfe einer für die Aufnahme des Hysteresiszyklus der ringförmigen Ferrite geeigneten Vorrichtung vollbracht, die Rechteckimpulse verwendet [1].

Im Abb. 1 stellen wir die Hysteresisschleifen nach den thermischen Behandlungen bei 300 °C und 600 °C mit Abkühlung in dem parallel beziehungsweise senkrecht zur Ferritringoberfläche angelegten magnetischen Feld dar. Wichtige Anderungen treten nur im Falle der thermischen Behandlung bei 600 °C auf und ins besondere wenn im Abkühlungsprozess, das magnetische Feld parallel zur Ringoberfläche angelegt wurde. Die Literatur [2] zeigt, dass die Lithiumferrite eine hohe Thermostabilität der magnetischen Eigenschaften aufweisen und diese Tatsache erscheint klar im Falle der thermischen Behandlung bei 300 °C, welche praktisch die magnetischen Eigenschaften nicht ändert.

In Abb. 2 ist die Abhängigkeit der relativen magnetischen Permeabilität μ_r in bezug auf dem während der Messdauer angelegten magnetischen Feld H für den unbehandelten LIPT I Ferrit (Kurve a) und für den der thermomagnetischen Behandlungen unterworfenen Ferrit, dargestellt.

Zum Zweck einer Vergleichsanalyse dieser Behandlungen, sind in der nachfolgenden Tabelle die wichtigsten Kennwerte synthetisiert :

Ferrit LIPT I	Parameter des Hysteresiszyklus				Relative magnetische Permeabilitat μr		
	$B_s x10^{-4}$[T]	$B_r x10^{-4}$[T]	H_{max} A/m	H_c A/m	μ_i	μ_{max}	μ_{sat}
unbehandelt	240	50	2 400	300	3	12	6—7
300 °C H $\parallel$	300	110	1 600	550	17	25	13
300 °C H $\perp$	300	90	1 600	200	16	16	12
600 °C H $\parallel$	1 600	250	1 600	170	62	115	60
600 °C H $\perp$	2 500	360	1 700	200	80	160	100

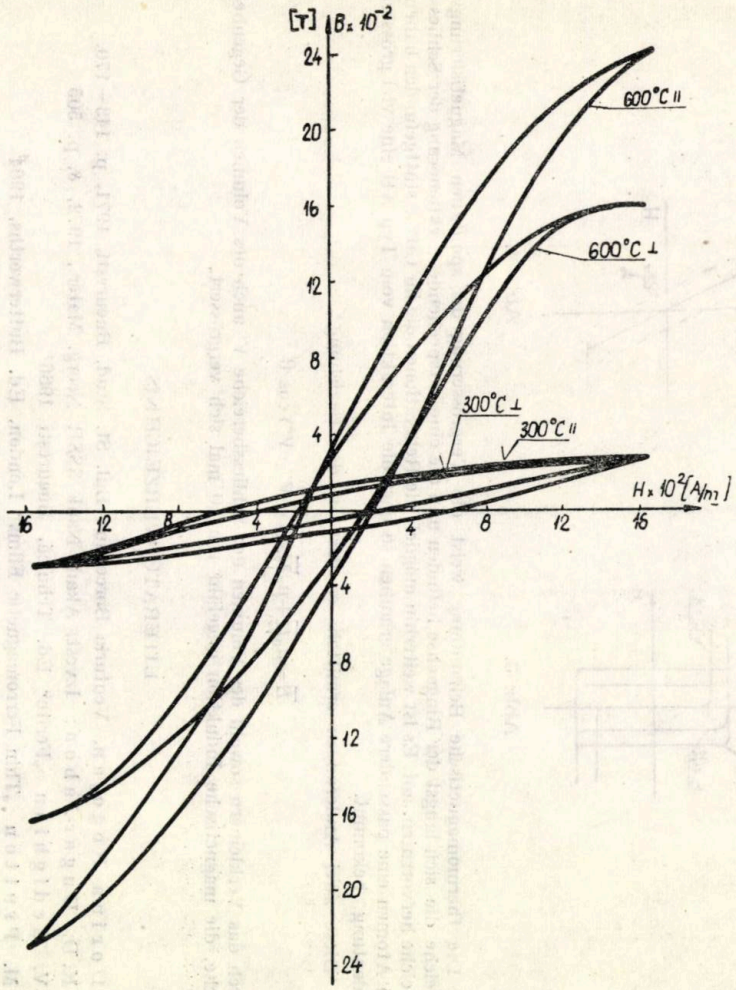

[T] B x 10⁻²
600°C ||
600°C ⊥
300°C ⊥
300°C ||
H x 10² [A/m]

Abb. 2.

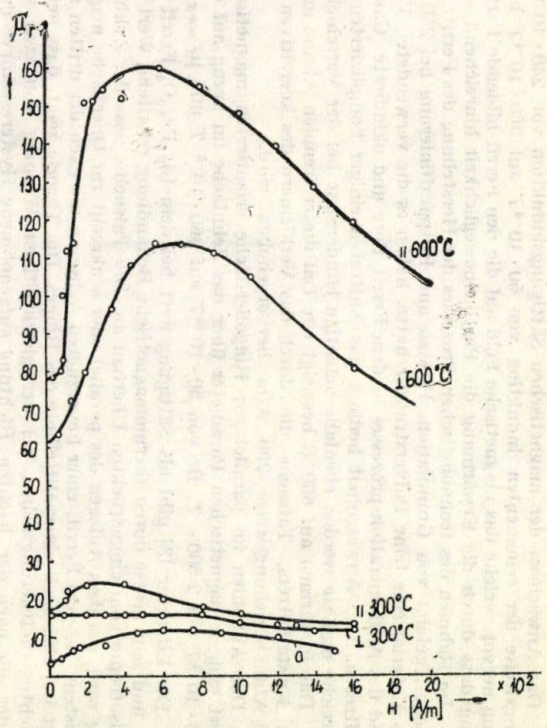

μr
|| 600°C
⊥ 600°C
|| 300°C
⊥ 300°C
H [A/m]
x 10²

Abb. 1.

Das Anwachsen der magnetischen Sättigungsinduktion von $240 \cdot 10^{-4}T$ auf $2\,500 \cdot 10^{-4}T$ beziehungsweise der remanenten Induktion von $50 \cdot 10^{-4}T$ auf $360 \cdot 10^{-4}T$ hebt die Orientiertungswirkung hervor, welche das magnetische Feld auf die den Ferrit bildende Partikeln hat unter der Bedingung dass durch die Erwärmung die Partikelbeweglichkeit hinreichend sich erhöht.

Im Rahmen des technologischen Prozesses der Herstellung des Ferrites wurde eine Paraffinierung erzeugt, gefolgt von Granulation, Pressen und Entparaffinierung bei 250 °C unter Luftzug. Obwohl das Material eine feine Pulverstruktur hatte, haben es die verwendeten Verfahren erlaubt dass während des Agglomerationsprozesses in dem Ferrit Pore und okludierte Gase in relativ grosser Menge auftreten. Ihre Anwesenheit bedingt das Auftreten einiger komplizierten Strukturkonfiguration der Bereiche und sie werden ebenfalls mächtige Hindernisse bei der Verschiebung der Blochwände sein.

Das Erwärmen auf 600 °C beseitigt ein Teil dieser fremden Atome und erlaubt eine Relaxation des Kristallgitters, Tatsache die durch das Verkleinern des koerzitiven Feldes von 300 A/m auf 170 A/m beziehungsweise 200 A/m hervorgehoben wird.

Das Abkühlen im parallel zur Ringoberfläche orientierten magnetischen Feld vergrössert den Wert einiger magnetischen Parameter über das Zehnfache im bezug auf den Anfangswert (B_s von $240 \cdot 10^{-4}T$ auf $2\,500 \cdot T$, Br von $50 \cdot 10^{-4}T$ auf $360 \cdot 10^{-4}\ T$ und $\mu_{r\ max}$ von 12 auf 160).

Die Literatur [3] gibt als Sättigungswert bei dem $Li_{0,5}Fe_{2,5}O_4$ Ferrit den Wert von $330 \cdot 10^{-4}T$ an, und sehr grosse durch thermomagnetische Behandlung erhaltene Wert dentet das Auftreten einer Anisotropie vom eingedrückten Uberbau an. Die Tatsache, dass der Zyklus, dennoch nicht rechtförmig wird, bei dem Anlegen des parallel oder senkrecht zur Oberfläche magnetischen Feldes, zeigt die Existenz, in dem Ferrit, einer bevorzugten Achse an die nach der dritten möglichten Richtung orientiert ist, also nach einer Mittellinie des Ringes. Die Theorie zeigt, dass bei den Materialien mit einer Leichtmagnetisierungsachse, bei der gleichzeitigen Wirkung von zwei senkrechten magnetischen Felder, die nach der leichten Richtung aufgenohmene Hysteresiskurve ihre Form von einer rechteckigen (für $h_y=0$) in eine „S" Kurve (für $h_y=1$) ändert. Dazu noch setzt, das Anlegen eines magnetischen Feldes nach schweren Magnetisierungsachse (Oy) den Wert des koerzitiven Feldes nach der leichten Magnetisierungsrichtung herab, so wie wir es auch hatten (Abb. 3 und Abb. 1) [4]

Die Form des nach der thermomagnetischen Behandlung erhaltenen Hysteresiszyklus nähert sich gut dem theoretisch berechneten Zyklus für einen Einzelbereich der nach einer der Leichtmagnetisierungsachse normalen Richtung magnetisiert wurde (Abb. 4).

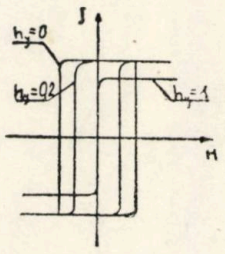


Abb. 3.

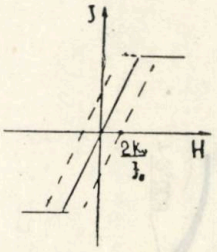


Abb. 4.

Die thermomagnetische Behandlung weist die Vergrösserung der spontanen Magnetisierungsbereiche die sich längst der Ringachse befinden und die eine entspechende Verklienerung der Schliessbereiche hervorrufen, auf. Es ist weiterhin möglich die Relaxationen die im Gitter stattgefunden haben, den Atomen eine passendere Anlage erlauben so dass die Interaktion vom Typ AB eine viel grössere Bedentung bekommt.

Diese zwei Anderungen ermitteln es dass in der Beziehung:

$$\overline{B}=\mu_0\overline{H}+\mu_0\overline{M}_s\,(1-V'-V'')\cos\,\theta$$

durch das Verkleinern sowohl des Volumen der Schliessbereiche V' auch des Volumen der Gegenbereiche, die magnetische Induktion ungefähr um 10 mal sich vergrössert.

LITERATURVERZEICHNIS

[1] Dorina Rogojan, Venturia Borceanu: Bul. St. Stud. Bucureşti, 1971, p. 143—170.

[2] K. D. Dugar-Jabon: Izvest. Akad. Nauk SSSR Neorg. Mater., 1972, *8*, p. 505

[3] V. Cedighian „Ferite" Ed. Tehnică, Bucureşti 1966

[4] M. Prutton „Thin Ferromagnetic Films" London, Ed. Butterworths, 1964

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ASUPRA DETERMINĂRII TEORETICE ŞI EXPERIMENTALE A RANDAMENTULUI UNEI PRESE PNEUMATICE

DE

GH. SILAŞ, H. J. KLEPP, T.CIOARĂ
DOINA DRĂGULESCU, A. MARCUS,

1. INTRODUCERE.

Comportarea în exploatare a utilajelor tehnologice este o problemă importantă a industriei construc toare de maşini, întrucît eficacitatea şi fiabilitatea unui utilaj sau agregat industrial, adică, calitatea sa de a funcţiona corespunzător un timp îndelungat, se reflectă în calitatea producţiei obţinute.

Asupra proprietăţilor funcţionale ale utilajelor industriale parametrii constructivi şi tehnologici, impuşi sau calculaţi au o influenţă majoră.

În lucrare se fac consideraţii asupra posibilităţii de determinare teoretică a expresiei randamentului unei prese pneumatice (fig. 1), calcularea aceleiaşi mărimi pe baza unor determinări experimentale şi verificarea corespondenţei între valorile calculate şi valoarea admisă de către producător [4].

2. DETERMINAREA RANDAMENTULUI

Schema cinematică a presei pneumatice este reprezentată în fig. 2. Asupra pistonului acţionează forţa motoare pS unde p este presiunea în circuitul pneumatic şi S este aria secţiunii transversale a pistonului. Forţa de rezistenţă productivă este F. Forţele de rezistenţă datorită frecării sînt F_f care acţionează între pistonul şi cilindrul acţionării pneumatice, precum şi F'_f între tija port sculă l_1 şi ghidajul ei.

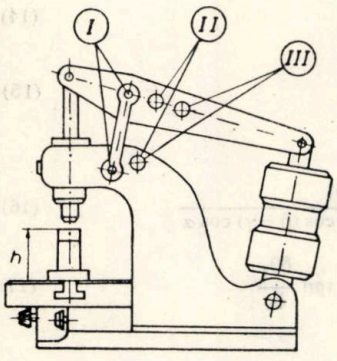


Fig. 1.

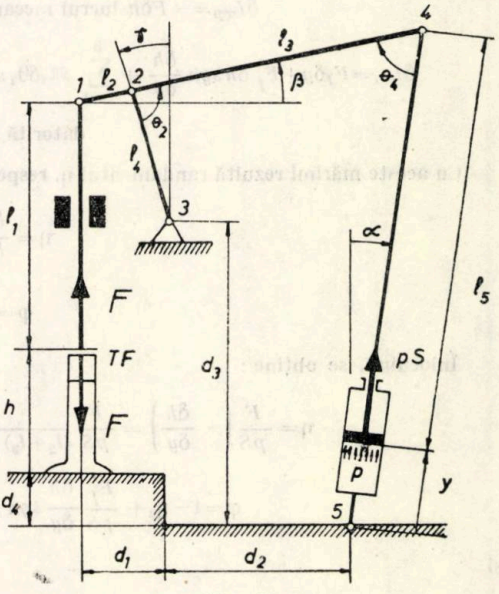


Fig. 2.

Momente de frecare $\mathfrak{M}_i$ acționează în cele cinci articulații ale mecanismului. Valorile forțelor și momentelor de frecare se pot calcula din ecuațiile de echilibru ale părților componente ale mecanismului de amplificare în ipozeta existenței frecării. Ele se exprimă în funcție de reacțiunile normale în ghidaj și de reacțiunile din articulații, ținîndu-se seama de realizarea tehnică a legăturii și de felul frecării care apare [1]. Forța de frecare în cilindrul de acționare pneumatică se poate calcula în funcție de randamentul lui η_a [2] și este egală cu $F_f = pS\,(1-\eta_a)$.

Între parametrii cinematici ai presei care are un singur grad de libertate, există următoarele relații de legătură :

$$d_1 = l_2 \cos\beta + l_4 \sin\gamma \tag{1}$$

$$d_2 + l_4 \cos\gamma = d_4 + h + l_1 + l_2 \sin\beta \tag{2}$$

$$(l_5 + y)\cos\alpha = d_4 + h + l_1 + (l_2 + l_3)\sin\beta \tag{3}$$

$$(l_2 + l_3)\cos\beta = d_1 + d_2 + (l_5 + y)\sin\alpha \tag{4}$$

Prin diferențierea virtuală a acestor relații se obține :

$$-l_2 \sin\beta\delta\beta + l_4 \cos\gamma\delta\gamma = 0 \tag{5}$$

$$-l_4 \sin\gamma\delta\gamma = \delta h + l_2 \cos\beta\delta\beta \tag{6}$$

$$\delta y \cos\alpha - (l_5 + y)\sin\alpha\delta\alpha = \delta h + (l_2 + l_3)\cos\beta\delta\beta \tag{7}$$

$$-(l_2 + l_3)\sin\beta\delta\beta = \delta y \sin\alpha + (l_5 + y)\cos\alpha\delta\alpha \tag{8}$$

De aici se pot determina $\frac{\delta\alpha}{\delta y}$, $\frac{\delta\beta}{\delta y}$, $\frac{\delta\gamma}{\delta y}$ și $\frac{\delta h}{\delta y}$.

Principiul deplasărilor virtuale, pentru poziția cînd se realizează presarea și se presupune $\delta y > 0$, este [3] :

$$\delta L = pS\delta y + F\delta h - F_f\delta y - \sum_{i=1}^{5} \mathfrak{M}_i\delta\theta_i \operatorname{sgn}\frac{\delta\theta_i}{\delta y} - F_i'\,\delta h \operatorname{sgn}\frac{\delta h}{\delta y} = 0 \tag{9}$$

cu

$$\delta\theta_1 = \delta\beta,\ \delta\theta_2 = \delta\beta - \delta\gamma,\ \delta\theta_3 = \delta\gamma,\ \delta\theta_4 = -\delta\alpha - \delta\beta \text{ și } \delta\theta_5 = \delta\alpha \tag{10}$$

Se pot defini :

$\delta L_m = pS\delta y$ lucrul mecanic motor (11)

$\delta L_{rp} = -F\delta h$ lucrul mecanic al rezistenței productive (12)

$\delta L_{rf} = F_f\delta y + F_f'\,\delta h \operatorname{sgn}\frac{\delta h}{\delta y} + \sum_{i=1}^{5} \mathfrak{M}_i\delta\theta_i \operatorname{sgn}\frac{\delta\theta_i}{\delta y}$ — lucrul mecanic al rezistențelor datorită frecării. (13)

Cu aceste mărimi rezultă randamentul η, respectiv coeficientul de pierdere φ al presei :

$$\eta = \frac{\delta L_{rp}}{\delta L_m}, \tag{14}$$

$$\varphi = \frac{\delta L_{rf}}{\delta L_m} \tag{15}$$

Înlocuind, se obține :

$$\eta = \frac{F}{pS}\left(-\frac{\delta h}{\delta y}\right) = \frac{F}{pS}\,\frac{l_2\cos(\beta-\gamma)}{(l_2+l_3)\cos(\alpha+\beta)\cos\gamma - l_2\cos(\beta-\gamma)\cos\alpha} \tag{16}$$

$$\varphi = 1 - \eta_a + \frac{F_f'}{pS}\frac{\delta h}{\delta y}\operatorname{sgn}\frac{\delta h}{\delta y} + \sum_{i=1}^{5}\frac{\mathfrak{M}_i}{pS}\frac{\delta\theta_i}{\delta y}\operatorname{sgn}\frac{\delta\theta_i}{\delta y} \tag{17}$$

și

$$\eta = 1 - \varphi.$$

Pentru calculul teoretic al randamentului se poate folosi relaţia (17) în care apar parametrii geometrici care determină poziţia de lucru a mecanismului, coeficienţii de frecare în ghidaj şi articulaţii, precum şi randamentul η_a al acţionării pneumatice.

Pentru determinarea experimentală a randamentului se poate folosi relaţia (16) în care apar forţa F şi presiunea p măsurate cu un traductor de forţă, respectiv cu un traductor de presiune, precum şi parametrii cinematici în poziţia de lucru a presei.

3. DETERMINĂRI EXPERIMENTALE.

Cercetările experimentale efectuate au permis determinarea rezistenţei productive F şi a presiunii în circuitul pneumatic p în cele trei poziţii de lucru ale presei pentru diferite valori ale parametrului h indicat în fig. 1 şi 2.

Pentru mărimile determinate experimental s-a considerat o confidenţă statistică cu încrederea $\gamma=0{,}95$.

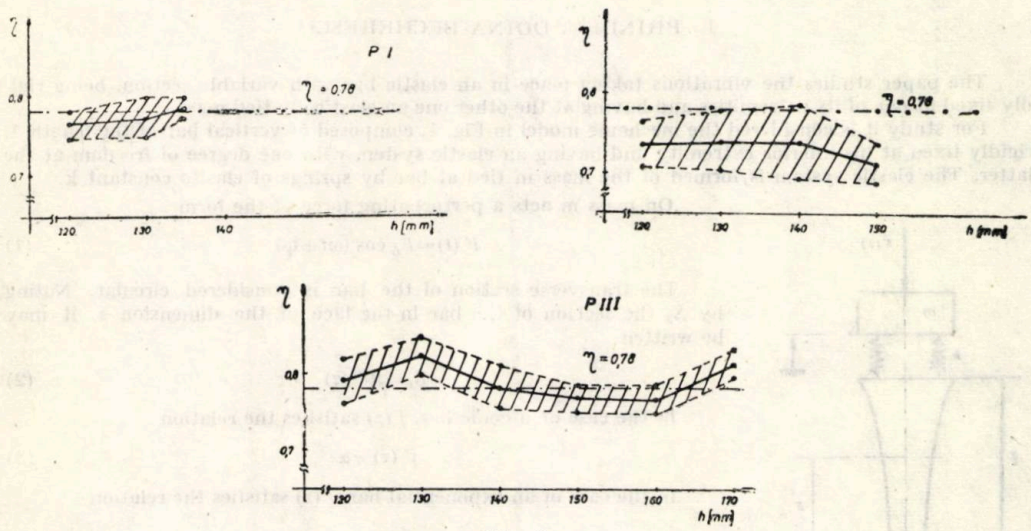


Fig. 3.

Rezultatele experimentale sînt reprezentate grafic în figura 3, împreună cu intervalele lor de confidenţă.

Se observă că pentru toate poziţiile de lucru valorile calculate ale randamentului se plasează în jurul valorii $\eta=0{,}78$, acceptată ca atare de producătorul utilajului indicat în cartea tehnică a produsului [4].

BIBLIOGRAFIE

1. Artobolevski I. I.: Teoria mecanismelor şi a maşinilor, Ed. tehnică, 1955.
2. Cosoroaba V., Georgescu-Azuga Gh., Vişan R.: Acţionări pneumatice Ed. tehnică, 1974.
3. Stoenescu A., Silas Gh.: Mecanica teoretică, Ed. didact. şi pedag. Bucureşti, 1963.
4. * * *: Presa pneumatică 650 kgf. Caiet de sarcini. Electrotimiş, Timişoara.

UBER DIE THEORETISCHE UND EXPERIMENTELLE BESTIMMUNG DES WIRKUNGSGRADES EINER PNEUMATISCHEN PRESSE

ZUSAMMENFASSUNG

Mit dem Prinzip der virtuellen Verschiebungen werden Beziehungen abgeleitet, welche zur theoretischen und experimentellen Bestimmung des Wirkungsgrades einer pneumatischen Presse benützt werden können.

Beziehung (17) erlaubt die Berechnung des Wirkungsgrades, wenn die Werte der Reibungsmomente und Reibungskräfte aus den Gleichgewichtsbedingungen der Getriebeelemente bestimmt werden und dafür bekannte Werte für Reibungsradien und Reibungsziffern angenommen werden.

Bestimmt man experimentell den Druck und die Arbeitskraft, so kann die Beziehung (16) zur Berechnung des Wirkungsgrades benützt werden. Diese Werte werden mit dem vom Erzeuger mit $\eta=0{,}78$ angegebenen Wert verglichen und eine gute Übereinstimmung gefunden.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ȘI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ON THE STUDY OF LONGITUDINAL VIBRATIONS OF A BAR WITH VARIABLE SECTION DUE TO A MASS ELASTICALLY FIXED AT BAR

BY

L. BRINDEU, DOINA BECHERESCU

The paper studies the vibrations taking place in an elastic bar with variable section, being rigidly fixed at one of its extremities and having at the other one an elastically tied mass.

For study it is considered the mechanic model in Fig. 1, composed of vertical bar of the length 1, rigidly fixed at his inferior extremity and having an elastic system with one degree of freedom at the latter. The elastic system is formed of the mass m tied at bar by springs of elastic constant k.

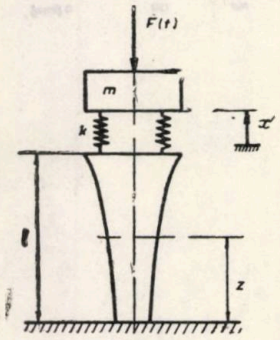


Fig. 1.

On mass m acts a perturbating force of the form

$$F(t)=F_0\cos(\omega t+\varphi) \tag{1}$$

The transverse section of the bar is considered circular. Noting by S_z the section of the bar in the face of the dimension z, it may be written

$$S_z=\pi f^2(z) \tag{2}$$

In the case of a conic bar, $f(z)$ satisfies the relation

$$f'(z)=\alpha \tag{3}$$

In the case of an exponential bar, $f(z)$ satisfies the relation

$$\frac{f'(z)}{f(z)}=\beta \tag{4}$$

The displacement of the mass from its static equilibriu m position will be indicated by x and $y(z, t)$ the displacement of the points of the bar at the z point from the rigidly fixed extremity of the bar.

The longitudinal vibrations of a bar of variable section are described by the known equation /1/

$$\frac{\partial^2 y}{\partial z^2}+\frac{\partial y}{\partial z}\cdot\frac{\partial}{\partial z}(ln\ Sz)=\frac{1}{c^2}\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \tag{5}$$

where c is the sound propagation spled through the material of which the bar is made.

Considering the relation (2), the equation (3) becomes

$$\frac{\partial^2 y}{\partial z^2}+2\frac{f'(z)}{f(z)}\cdot\frac{\partial y}{\partial z}=\frac{1}{c^2}\frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \tag{5'}$$

The differential equation of the mass movement m will be

$$m\ddot{x}=-K[x-y(l, t)]-F_0\cos(\omega t+\varphi) \tag{6}$$

The vibrations of the bar are then determined by integrating equation (5′) and taking into account the limit conditions. For the rigidly fixed extremity results

$$y(o, t)=0 \tag{7}$$

and for the latter one ($z=l$) it may be written

$$K[x-y(l, t)]=ES(l)\left[\frac{\partial y(z, t)}{\partial z}\right]_{z=l} \tag{8}$$

E being the elasticity modulus of the material of the bar.

Eliminating x from the relations (6) and (8), for the extremity $z=l$ results the condition

$$ES(l)\left[\left(\frac{\partial y(z,t)}{\partial z}\right)_{z=l}+\frac{m}{K}\left(\frac{\partial \ddot{y}(z,t)}{\partial z}\right)_{z=l}\right]+m\ddot{y}(l,t)=F_0\cos(\omega t+\varphi) \tag{9}$$

So the longitudinal vibrations of the bar are determined by integrating equation (3′) with the conditions at limit (7) and (9). There are supposed data and the initial conditions of the motion.

For the study of proper vibrations of the bar it is supposed that the perturbating force acts on the mass m. In this case must be considered $F(t)=0$ in equation (9).

For integrating equation (5′) the method of separating variables is used. It is considered the solution of the form

$$y(z,t)=Z(z)\,T(t) \tag{10}$$

If solution (10) is replaced in equation (5′), results

$$Z''T+2\frac{f'(z)}{f(z)}Z'T=\frac{1}{c^2}\ddot{T}Z \tag{11}$$

By dividing it by TZ, results the solution

$$Z''+2\frac{\frac{f'(z)}{f(z)}Z'}{Z}=\frac{\ddot{T}}{c^2T}=-\lambda^2 \tag{12}$$

In this way the differential equations are obtained

$$\ddot{T}+\lambda^2c^2T=0 \tag{13}$$

$$Z''+2\frac{f'(z)}{f(z)}Z'+\lambda^2Z=0 \tag{14}$$

The general solution of the differential equation (13) is

$$T(t)=A_1\cos\lambda ct+B_1\sin\lambda ct \tag{15}$$

and that of the differential equation (14) may be written

$$Z(z)=\frac{1}{f(z)}(A_2\cos az+B_2\sin az) \tag{16}$$

$a=\lambda$ corresponding to the hypothesis (3) and $a=\sqrt{\lambda^2-\beta^2}$ corresponding to the hypothesis (4).

Taking into account the conditions (7) it is obtained $z(0)=0$, so $A_2=0$. In this way solution (16) becomes

$$Z(z)=\frac{B_2}{f(z)}\sin az \tag{17}$$

So

$$y(z,t)=\frac{\sin az}{f(z)}(A^*\cos\lambda ct+B^*\sin\lambda ct) \tag{18}$$

Considering condition (9) in which $F(t)=0$, results the equation

$$\operatorname{tg} al=\frac{E\pi af(l)\left(1-\frac{mc^2\lambda^2}{K}\right)}{E\pi f'(l)\left(1-\frac{mc^2\lambda^2}{K}\right)+\frac{c^2\lambda^2m}{f(l)}} \tag{19}$$

Equation (19) named also the characteristic equation of the problem, permits determining the the proper values λ_k $(k=1, 2. \ldots)$.

In the particular case of a straight bar namely ($f'(z)=0$), from equetion (19) it is obtained

$$\operatorname{tg} \lambda l = \frac{\pi E f^2(l)}{m\lambda c^2}\left(1-\frac{mc^2\lambda^2}{K}\right)$$

which according to relation (2) becomes

$$\operatorname{tg} \lambda l = \frac{ES}{m\lambda c^2}\left(1-\frac{mc^2\lambda^2}{K}\right).$$

This is the characteristic eguation for determinig fhe proper values λ_k ($k=1,2,\ldots$) and it coincides with the previous obtained [2].

The general solution of the problem results by summing solutions of the form (10) corresponding to each value k, so

$$y(z,l)=\sum_{k=1}^{\infty} y_k=\frac{1}{f(z)}\sum_{k=1}^{\infty}\sin a_k z\,(A_k^{*}\cos\lambda_k ct+B_k^{*}\sin\lambda_k ct) \tag{20}$$

The roots of transcedental equation (19) may be graphically determined by intersecting the curves given by equation

$$y_1=\operatorname{tg} x\,; \qquad y_2=\psi(x) \tag{21}$$

where

$$\psi(x)=\frac{E\frac{\pi}{l}f(l)\,x\left(1-\frac{mc^2x^2}{l^2k}\right)}{E\pi f'(l)\left(1-\frac{mc^2x^2}{l^2k}\right)+\frac{c^2mx^2}{l^2 f(l)}} \tag{22}$$

corresponding to the hypothesis (3) and

$$\psi(x)=\frac{E\frac{\pi}{l}f(l)\,x\left[1-\frac{mc^2(x^2+l^2\beta^2)}{kl^2}\right]}{E\pi f'(l)\left[1-\frac{mc^2(x^2+l^2\beta^2)}{kl^2}\right]+\frac{c^2m}{f(l)}\frac{x^2+l^2\beta}{l^2}} \tag{22'}$$

according to the hypothesis (4)

The roots may be really determined by knowing the form of the function $f(z)$.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Buzdugan, Lucia Fetcu, M. Radeş: Vibraţiile sistemelor mecanice. Ed. Academiei R.S.R., 1975.
2. L. Brîndeu, Doina Becherescu: Asupra vibraţiilor longitudinale ale unei drepte datorate unei mase fixată elastic de bară. Conferinţa „Vibraţii în construcţia de maşini", Timişoara, 1975, vol. I.
3. S. P. Strelcov: Introducere în teoria oscilaţiilor (trad. lb. rusă). Ed. Tehnică Bucureşti, 1954.
4. A. I. Filippov: Kolebania mehaniceskih sistem. Izd „Naukova Dumka", Kiev, 1965.
5. Gh. Buzdugan, Lucia Fetcu, M.Radeş: Vibraţiile sistemelor mecanice. Ed. Acad. R.S.R., Bucureşti 1975 .
6. V. L. Biderman: Prikladnaia teoria mehaniceskih kolebanii. Izd. Vîsşaia Şkola, Moskva, 1972.
7. M. Ifrim: Analiza dinamică a structurilor şi inginerie seismică. Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1973.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ȘI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

NEW ELEMENTS CONCERNING THE RESPONSE OF OSCILLATORY SYSTEMS SUBJECTED TO RANDOM EXCITATIONS IN THE CORRELATION THEORY

BY

I. DOBRE

1. For the analysis and investigation of linear, nonlinear and parametric dynamic elastic systems subjected to random excitations, two basic theories have been developed, viz. the correlation theory and the stochastic theory associated with the use of the Fokker-Planck-Kolmogorow equation. In the correlation theory a stochastic process is characterized by the second-degree centred moments: the variance $D[X(t_1)]$ and the autocorrelation function $K_x(t_1, t_2)$ [1], [2], [3].

2. In the present paper the investigations we have reported in [4] and [5] are continued by taking a single-degree-of-freedom elastic system subjected to excitations by a stochastic process where the autocorrelation function is know. Starting from various approximate expresions generally known in the literature [1], [2], [3], [6], [7], the spectral power of the excitation ($S_x(\omega)$) is obtained, and by the use of the complex transfer coefficient of the system ($\emptyset(j\omega)$) [3], [4], [5], analytical expressions are arrived at for the system response in the frequency field ($S_y(\omega)$) as well as the variance of the response (σ_y^2).

3. X (t) be a stationary process in the general sense, according to the computation suggested by Hincin [1], which excites a single-degree-of-freedom linear oscillator characterized by the mass m, the elastic constant K, the damping factor c ($\zeta = c/c_{cr}$ relative damping and $c_{cr} = 2 \cdot m \cdot \omega_n$ critical damping factor, respectively, ω_n natural pulsation).

4. Taking into account that $K_x(\tau)$ is an even function in an appropriate interval $[-T_0, T_0]$ chosen so that $K_x(\tau) \approx 0$ for $|\tau| > T_0$, it can be represented approximatively as a finite sum of cosine functions:

$$K_x(\tau) = \begin{cases} K_x(\tau) = \sum_{i=0}^{n} A_k \cos k \frac{\pi}{T_0} \tau, & |\tau| \leqslant T_0 \\ 0 & |\tau| > T_0 \end{cases} \tag{1}$$

Using definition relations [1],

$$S_x(\omega) = 2\int_0^{T_0} K_x(\tau) \cos \omega\tau d\tau = 2T_0 \sum_{k=0}^{n} (-1)^k A_k \frac{(\omega T_0)\sin \omega T_0}{(\omega T_0)^2 - (k\pi)^2} \tag{2}$$

$$S_y(\omega) = |\emptyset(j\omega)|^2 S_x(\omega) = \frac{2T_0}{(\omega_n^2 - \omega^2)^2 + 4\zeta^2\omega_n^2\omega^2} \sum_{k=0}^{n} (-1)\ A_k \frac{(\omega T_0)\ \sin \omega T_0}{(\omega T_0)^2 - (k\pi)^2} \tag{3}$$

$$\sigma_y^2 = \frac{1}{2\pi}\int_{-\infty}^{\infty} S_y(\omega)\, d\omega = \frac{1}{\pi} \sum_{k=0}^{n} (-1)^k A_k I_1(k) \tag{4}$$

are successively obtained, wherein:

$$I_1(k) = \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\omega \sin(\omega T_0)}{\left[\omega^4 - 2\omega_n^2(1-2\zeta^2)\omega^2 + \omega_n^4\right]\left[\omega^2 - \left(\frac{k\pi}{T_0}\right)^2\right]} d\omega \tag{5}$$

The integral is solved by the aid of the semi-remaining values theorem [8]:

$$\oint f(z)\, dz = 2\pi j \sum_{k=1}^{n} \operatorname{Rez}(f;\ a_k) + \pi j \sum_{k=1}^{n} \operatorname{Rez}(f;\ z_k) \tag{6}$$

applied to the function of complex variable :

$$f_k(z)=\frac{ze^{jT_0z}}{\left[z^4-2\omega_n^2(1-2\zeta^2)\,z^2+\omega_n^4\right]\left[z^2-\left(\frac{k\pi}{T_0}\right)^2\right]} \tag{7}$$

having the poles :

$$\left.\begin{aligned} z_{1,2}&=\omega_n\left(\cos\frac{\varphi}{2}\pm j\sin\frac{\varphi}{2}\right);\ z_{3,4}=\omega_n\left(-\cos\frac{\varphi}{2}\mp j\sin\frac{\varphi}{2}\right)\\ z_{5,6}&=\pm\frac{k\pi}{T_0}\quad\text{wherein}\quad\varphi=\operatorname{arc\,tg}\frac{2\zeta\sqrt{1-\zeta^2}}{1-2\zeta^2}\end{aligned}\right\} \tag{8}$$

The remainin values are :

$$\operatorname{Rez}(f_k\,;\,z_1)=\frac{z_1e^{jT_0z_1}}{\prod_{p=2}^{6}(z_1-z_p)}=\frac{e^{-bT_0\omega_n}\cdot e^{jaT_0\omega_n}}{8j\omega_n^2ab\left\{\left[\omega_n^2(a^2-b^2)-\left(\frac{k\pi}{T_0}\right)^2+j2\omega_n^2ab\right]\right\}}=\frac{A+jB}{4jD\,(C_k+jD)} \tag{9}$$

wherein :

$$\left.\begin{aligned} a&=\cos\frac{\varphi}{2}\ ;\ b=\sin\frac{\varphi}{2}\ ;\ C_k=\omega_n^2(a^2-b^2)-\left(\frac{k\pi}{T_0}\right)^2\\ D&=2\omega_n^2\,ab\ ;\ A=e^{-bT_0\omega_n}\cdot\cos(aT_0\omega_n)\ ;\ B=e^{-bT_0\omega_n}\cdot\sin(aT_0\omega_n)\end{aligned}\right\} \tag{10}$$

Similarly, one gets :

$$Rez\,(f_k\,;\,z_4)=\frac{A-jB}{4jD\,(C_k-jD)}\ ;\quad Rez\,(f_k\,z_{5,6})=\frac{\cos k\pi\pm j\sin k\pi}{2\,(C_k^2+D^2)} \tag{11}$$

For the integration form in Fig. 1, according to Jordan's lemma [8] :

$$\lim_{R\to\infty}\int_\Gamma f(z)\,dz=0 \tag{12}$$

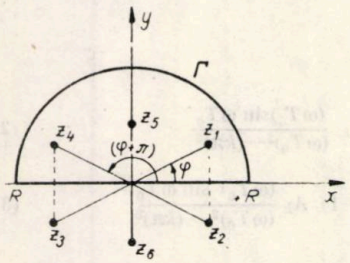


Fig. 1.

it results explicitly :

$$\sigma_y^2=\frac{1}{D}\sum_{k=0}^{n}(-1)^k\,A_k\cdot\frac{C_kB-AD+D\cos k\pi}{C_k^2+D^2} \tag{13}$$

5. An approximation of the autocorrelation function can be made by linear combinations of power functions, an efficient procedure since it leads to power density spectra in shape of rational fractions of ω, which are easy to use in the investigation of random oscillations of elastic systems.

For

$$K_x(\tau)=\sum_{k=1}^{n}A_ke^{-\alpha_k|\tau|} \tag{14}$$

if α_k is chosen as $\alpha_k=K\cdot\alpha$ [5]. a linear system of n orthonormate functions $\{\varphi_k(\tau)\}_{k=1,2,\ldots,n}$ in shape of :

$$\varphi_k(\tau)=\sum_{i=1}^{k}a_{ki}e^{-i\alpha|\tau|}\quad(k\geq i) \tag{15}$$

can be constructed.

Then

$$K_x(\tau)=\sum_{k=1}^{n} B_k\varphi_k(\tau) \tag{16}$$

The coefficients B_k can be ascertained assuming an approximation in mean square value in the sense given by Tshebyshew.

If we start from (14), we obtain immediately

$$S_x(\omega)=\sum_{k=1}^{n} A_k\frac{2K\alpha}{(k\alpha)^2+\omega^2};\quad S_y(\omega)=\frac{2T_0}{(\omega_n^2-\omega^2)^2+4\zeta^2\omega_n^2\omega^2}\sum_{k=1}^{n}\frac{2K\alpha}{(k\alpha)^2+\omega^2} \tag{17}$$

$$\sigma_y^2=\frac{\alpha}{\pi}\sum_{k=1}^{n} kA_k\cdot I_{2k} \tag{18}$$

wherein :

$$I_{2(k)}=\int_{-\infty}^{\infty}\frac{d\omega}{[(\omega_n^2-\omega^2)^2+4\zeta^2\omega_n^2\omega^2]\,[k\omega)^2+\omega^2]} \tag{19}$$

Whith a procedure analogous to that applied to $I_{1(k)}$, observing that of the poles (8) only z_5 and z_6 change, becoming :

$$z_{5,6}=\pm jk\alpha \qquad (j=\sqrt{-1}) \tag{20}$$

the remaining values

$$\left.\begin{aligned} Rez(f_k;\ z_{1,4})&=\frac{1}{8j\omega_n^2 ab\,(a\pm jb)\,(M_k\pm jN_k)}\\ Rez(f_k;\ z_k)&=\frac{1}{2jk\alpha P_k}\end{aligned}\right\} \tag{21}$$

are obtained, wherein :

$$\left.\begin{aligned} M_k&=\omega_n^2\cos\varphi+(k\alpha)^2;\quad N_k=\omega_n^2\sin\varphi\\ P_k&=K^4\alpha^4+2K^2\alpha^2\omega_n^2\cos\varphi+\omega_n^4\end{aligned}\right\} \tag{22}$$

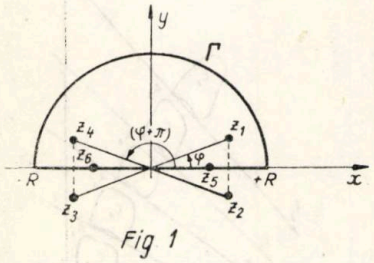


Fig 1

Fig. 2.

Fi nally, taking the integration form in fig. 2, using (12), we obtain from (18) :

$$\sigma_y^2=\alpha\sum_{k=1}^{n} k\cdot A_k\left[\frac{aM_k-bN_k}{2\omega_n^3 ab\,(a^2+b^2)\,(M_k^2+N_k^2)}+\frac{1}{\alpha kP_k}\right] \tag{23}$$

Thus, by relations (13) and (23), new and complete analytical expressions for the variance of the single-degree-of-freedom oscillator subjected to stationary random excitations, by the use of the correlation theory, are obtained.

LITERATURE

1. Pugaciev V. S. : Teoria sluciainîh funcţii. F. M., Moskova, 1962
2. Sveşnikov A. A. : Prikladnîie metodî teorii sluciainîh funcţii. Sudpromghiz, Leningrad, 1961
3. Dincă F., Teodosiu C. : Vibraţii neliniare şi aleatoare. Ed. Acad. R.S.R., Bucureşti, 1969
4. Dobre I. : Caracteristici statistice ale răspunsului sistemelor oscilante la excitaţii aleatoare. Lucrările conferinţei „Vibratii în construcţia de maşini", Timişoara 1975, p. 147—156
5. Dobre I. : Contributions to the study of the variance of the linear oscillator response when excited by on ergodic and stationary random process. Bul. şt. teh. al I.P.T. seria matematică-fizică-mecanică teoretică aplicată, Tom 20 (34) fasc. 1—1975 p. 27—28.
6. Krendell S. : Sluciainîe Kolebaniia. Izd. „Mir", Moskova, 1967
7. Ifrim M. : Analiza dinamică a structurilor şi ingineria seismică. Ed. Did. şi Pedag., Bucureşti, 1973
8. Rudner V. : Probleme de matematici speciale. Ed. Did. şi Pedag., Bucureşti, 1970

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ÜBER MOBILITÄTSUNTERSUCHUNGEN AN DER HALSWIRBELSÄULE

VON
H. J. KLEPP, C. VELEANU

1. EINLEITUNG

Roentgenaufnahmen, welche die Halswirbelsäule in verschiedenen Positionen darstellen, werden benützt um pathologische Veränderungen zu erkennen. Es sind verschiedene Methoden bekannt [1, 2, 3, 5, 6,], einige davon benützen einen Parameter, um die Mobilität der Wirbelsäule als Ganzes oder der einzelnen Wirbeln zu charakterisieren.

In den Beiträgen [4, 7, 8, 9,] wird eine Methode vorgestellt und für verschiedene Wirbelsäulen angewendet. Sie beruht auf die Feststellung, dass die Wirbel im Sagittalplan eine ebene Bewegung ausführen. Es wurden Wirbelparameter definiert und deren funktionelle Abhängigkeit dargestellt. Daraus wurden Gesetzmässigkeiten abgeleitet, welche für gesunde Wirbelsäulen zutreffen und nicht von partikulären Parameterwerten abhängen. Diese Gesetzmässigkeiten können als Kriterium benützt werden, um zwischen einer gesunden und einer Halswirbelsäule mit pathologischen Veränderungen zu unterscheiden und auch um diese Veränderungen zu bestimmen.

2. BEWEGUNSDIAGRAMME

Roentgenaufnahmen, welche eine Halswirbelsäule in extremer Dorsalflexion, in der Ruhelage und in extremer Ventralflexion darstellen wurden benützt um die Diagramme in Abb. 1. 2 und 3 zu zeichnen.

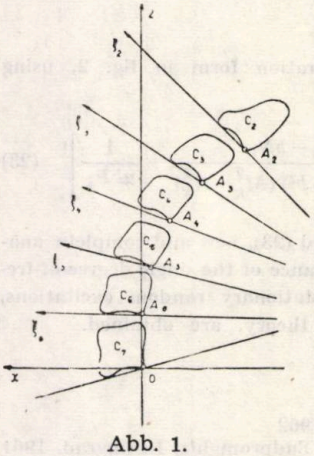


Abb. 1.

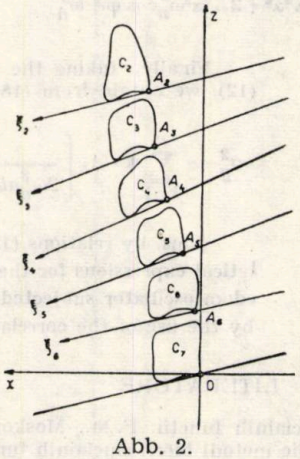


Abb. 2.

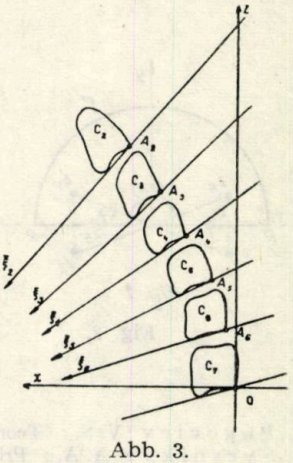
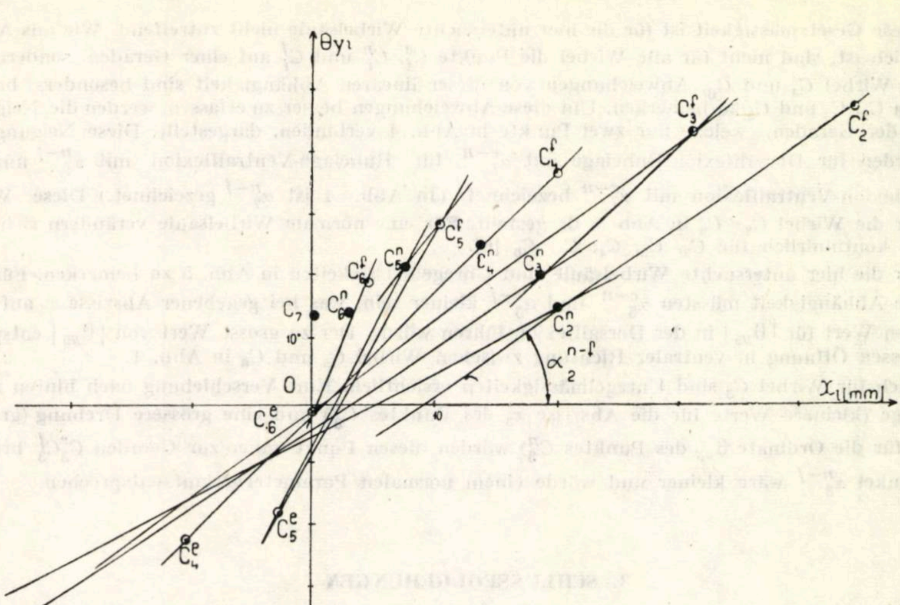


Abb. 3.

Die Parameter für Wirbel „i" sind die Koordinaten x_i, z_i des Punktes A_i und der Neigungswinkel θ_{yi} zwischen der Geraden $A_i\xi_i$ und der Ox-Axe (i=2, 3, 4, 5, 6).

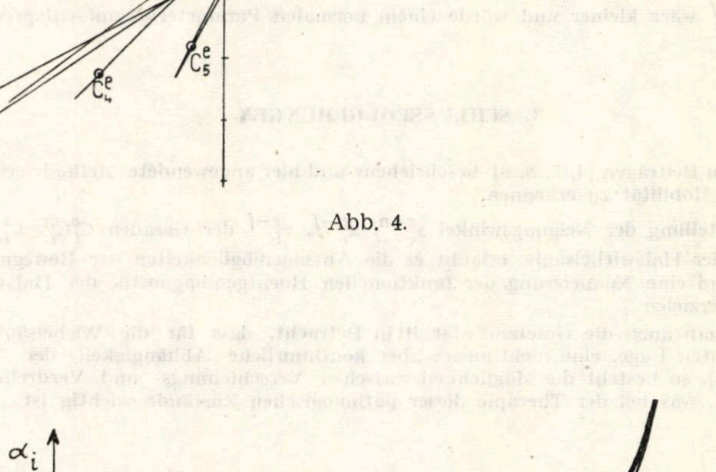
Die Winkel θ_{yi} werden in Abhängigkeit von den Abszissen x_i dargestellt. (Abb. 4). Die Punkte C_i^e entsprechen der Dorsalflexion, die Punkte C_i^n für die Ruhelage und die Punkte C_i^f für die Ventralflexion.

Für eine normale Halswirbelsäule wurde in [6] eine lineare Abhängigkeit der Wirbelparameter : Neigungswinkel θ_{yi} von den Abszissen x_i für denselben Wirbel in verschiedenen Lagen beobachtet. Das bedeutet, dass sich Punkte C_i^e, C_i^n und C_i^f für i=2, 3, ... 6 auf einer Geraden befinden.



θy
x [mm]
O
C_2^f
C_3^f
C_4^f
C_5^f
C_6^f
C_2^n
C_3^n
C_4^n
C_5^n
C_6^n
C_7
C_3^e
C_4^e
C_5^e
C_6^e
α_2^{n-f}

Abb. 4.



α_i
$C^e\,C^f$
$C^n\,C^f$
$C^n\,C^e$
10°
O
C_2
C_3
C_4
C_5
C_6
C_7

Abb. 5.

Diese Gesetzmässigkeit ist für die hier untersuchte Wirbelsäule nicht zutreffend. Wie aus Abb. 4 ersichtlich ist, sind nicht für alle Wirbel die Punkte C_i^e, C_i^n und C_i^f auf einer Geraden, sondern nur für die Wirbel C_4 und C_6. Abweichungen von dieser linearen Abhängigkeit sind besonders bei den Wirbeln C_2, C_3 und C_5 zu bemerken. Um diese Abweichungen besser zu erfassen, werden die Neigungswinkel der Geraden, welche nur zwei Punkte in Abb. 4 verbinden, dargestellt. Diese Neigungswinkel werden für Dorsalflexion-Ruhelage mit α_i^{e-n}, für Ruhelage-Ventralflexion mit α_i^{n-f} und für Dorsalflexion-Ventralflexion mit α_i^{e-n} bezeichnet. (In Abb. 4 ist α_2^{n-f} gezeichnet.) Diese Winkel sind für die Wirbel C_2-C_6 in Abb. 5 dargestellt. Für eine normale Wirbelsäule verändern sich diese Winkel kontinuirlich für C_2, C_3, C_4, C_5, C_6 [6].

Für die hier untersuchte Wirbelsäule sind Unregelmässigkeiten in Abb. 5 zu bemerken. Für eine normale Abhängigkeit müssten α_5^{e-n} und α_5^{e-f} kleiner sein, was bei gegebener Abszisse x_5 auf einen kleineren Wert für $|\theta_{y5}|$ in der Dorsalflexion führen würde. Der zu grosse Wert von $|\theta_{y5}|$ entspricht der grossen Öffnung in ventraler Richtung zwischen Wirbel C_5 und C_6 in Abb. 1.

Auch für Wirbel C_3 sind Unregelmässigkeiten ersichtlich. Eine Verschiebung nach hinten in der Ruhelage (kleinere Werte für die Abszisse x_3 des Punktes C_3^n) und eine grössere Drehung (grössere Werte für die Ordinate θ_{y3} des Punktes C_3^n) würden diesen Punkt näher zur Geraden $C_3^e C_3^f$ bringen, der Winkel α_3^{n-f} wäre kleiner und würde einem normalen Parameterverlauf entsprechen.

3. SCHLUSSFOLGERUNGEN

a) Die in den Beiträgen [4, 7, 8, 9] beschriebene und hier angewendete Methode erlaubt es qualitativ abnormale Mobilität zu erkennen.

b) Die Darstellung der Neigungswinkel α_i^{e-n}, α_i^{n-f}, α_i^{e-f} der Geraden $C_i^e C_i^n$, $C_i^n C_i^f$ und $C_i^e C_i^f$ für die Wirbel der Halswirbelsäule, erlaubt es die Aussagemöglichkeiten der Bewegungsdiagramme zu verbessern und eine Nuancierung der funktionellen Roentgendiagnostik der Halswirbelsäule im Sagittalplan zu erzielen.

c) Nimmt man auch die Gesetzmässigkeit in Betracht, dass für die Wirbelsäule als Ganzes in einer bestimmten Lage, eine nichtlineare aber kontinuirliche Abhängigkeit der Wirbelparameter entspricht [4], so besteht die Möglichkeit zwischen Verschiebungs- und Verdrehungsanomalien zu unterscheiden, was bei der Therapie dieser pathologischen Zustände wichtig ist.

LITERATUR

1. Braakman R., Penning L.: Injuries of the Cervical Spine. Excerpta Medica Amsterdam (1971)
2. Buetti-Bäumi C.: Funktionelle Röntgendiagnostik der Halswirbelsäule. Georg Thieme Verlag, Stuttgart (1954)
3. Jirout J.: The Influence of Postural Factors on the Dynamics of the Cervical Spine. Neuroradiology 4, 1972
4. Klepp H. J., C. Veleanu: Über die Beweglichkeit der Halswirbelsäule in der Sagittalebene. Bul. Ştiin. Techn I. P. Timişoara 18 (32), 1973
5. Mestdagh H.: Anatomie functionelle du rachis cervical inferieur (de C_3 a C_7). These pour le doctorat en Medicine, Lille, 1969
6. Veleanu C.: Contribuţiuni la studiul anatomiei funcţionale şi chirurgicale a coloanei cervicale de la C_3 la C_7. Teză de doctorat, Institutul de medicină Timişoara, 1972
7. Veleanu C., H. J. Klepp: Cercetări asupra mecanicii coloanei cervicale. Morfologia normală şi patologică, vol. XVII, nr. 6, 1972
8. Veleanu C., H. J. Klepp: The Dependence of the Parameters of Vertebrae C_2-C_6 in the Cervical Spine Movement in the Sagittal Plane, 10-th Int. Anat., Tokyo, 1975
9. Veleanu C., H. J. Klepp: Relationships between the Vertebral Parameters C_2-C_6 during Movement of the Cervical „Vertebral Units" in the Sagittal Plane, Neuroradiology 10, 1975

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA CONTRIBUŢIEI ZONELOR DE STROPIRE LA RĂCIREA APEI ÎN TURNURILE CU CONTRACURENT [1])

DE

I. VLĂDEA ŞI V. BARBU

Indiferent de modul în care se realizează umplutura activă a turnurilor de răcire în contracurent, aceasta necesită două zone, în care apa cade prin stropire pură : o zonă superioară de lungime l_s (fig. 1) situată între nivelul dispozitivelor de stropire şi marginea superioară a umpluturii şi o zonă inferioară, de lungime l_i, aflată între marginea inferioară a umpluturii şi nivelul din bazinul de colectare al apei răcite.

Înălţimea zonei superioare de stropire depinde de modul în care sînt transformate jeturile de apă, la ieşirea lor din ajutajele rigolelor de distribuţie, în picături şi de nivelul la care ploaia de picături se uniformizează pe secţiunea transversală a turnului.

În zona inferioară a turnului, aerul îşi schimbă direcţia de circulaţie, de la direcţia centripetă-orizontală, în care este aspirat în turn, spre direcţia axial-verticală, în care trece prin umplutură şi prin coşul de tiraj. Această zonă este lipsită de umplutură activă, pentru a nu fi conturbată circulaţia aerului Cum această schimbare de direcţie, în care trebuie să se producă şi uniformizarea curentului de aer pe secţiunea transversală a turnului, necesită un drum relativ lung, zona inferioară, de lungime l_i, este relativ înaltă.

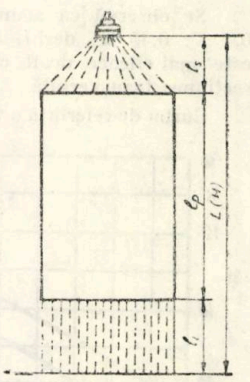


Fig. 1. Zonele active ale unui turn de răcire.

a. **Diferite lungimi (înălţimi) l_s ale zonei superioare.** În cercetarea aspectelor urmărite, au fost utilizate, drept umplutură a turnului, plăci ondulate de azbociment avînd lungimea desfăşurată de 1 320 mm şi lungimea aparentă pe verticală, l_p=1 035 mm. Ele au fost montate cu ondulaţiile dispuse orizontal, avînd o distanţă liberă între ele δ=25 mm (pasul t=32 mm). Determinările au fost efectuate menţinînd constante mărimile : l_i=765 mm, t_1=40 °C, t'_L=27,2 °C, τ_L=20,7 °C şi r=1,667 kg/m²s (6 t/m²h)[2]. Lungimea l_s a fost de : l_s=1 080 ; 735 ; 380 ; 190 şi 0 mm. Valorile mărimilor determinate, pentru cazul cînd l_s=0 mm, au fost de fapt extrapolate din alura curbelor de variaţie ale mărimilor măsurate pentru celelalte patru lungimi.

Cea mai eficace zonă a plăcilor la răcirea apei este cea inferioară, adică cea spălată de aerul mai rece şi mai uscat. Acest lucru iese în evidenţă mai ales la viteze w mai mari, unde şi valorile căderii de temperatură (zonei de răcire) Δt sînt mai mari.

În fig. 2 au fost trasate curbele reprezentative ale funcţiunii $\Delta t = f(w)$ corespunzătoare celor cinci valori ale lui l_s, şi anume : 1 · l_s=1 080 mm ; 2 · l_s=735 mm ; 3 · l_s=380 mm ; 1 · l_s=190 mm şi 5 · l_s=0 mm. Curba 3, trasată mai gros, corespunde cazului cînd l_s=380 mm, l_p=1 035 mm şi l_i=765 mm deci cînd L=2 180 mm, caz care-i luat ca referinţă pentru plăcile ondulate. Curba 5 a fost trasată întrerupt pentru a scoate în evidenţă faptul că ea a reieşit prin extrapolare.

Se observă în fig. 3 că distanţele dintre cele cinci curbe sînt relativ mici (circa 0,2 ... 0,25 K), cu toate că lungimea l_s a variat de 5,7 ori, între valorile extreme (curbele 4 şi 1). Aceasta se explică

---

[1]) Lucrarea a fost realizată în cadrul colaborării cu ICEMENERG — Bucureşti.

[2]) t_1, t'_L, τ_L şi r sînt : temperatura apei la intrarea în turn, temperaturile psihometrice ale aerului şi, respectiv, intensitatea stropirii cu apă.

tocmai prin faptul că repartiția picăturilor pe secțiunea transversală a turnului se uniformizează abia în partea inferioară a intervalului l_s.

b. **Diferite lungimi (înălțimi) l_i ale zonei inferioare.** În figura 5 au fost trasate curbele reprezentative ale funcțiunii $\Delta t = f(w)$, pentru cazurile cînd lungimea l_s a fost menținută constantă la valoarea de 380 mm, iar lungimea l_i a fost: în cazul *a*: l_i=765 mm; în cazul *b*: l_i=440 mm; în cazul *c*. l_i=170 mm, iar în cazul *d*: l_i=0 mm (extrapolare). Realizarea acestor cazuri a fost efectuată prin deplasarea pachetului de plăci și a dușurilor pe verticală.

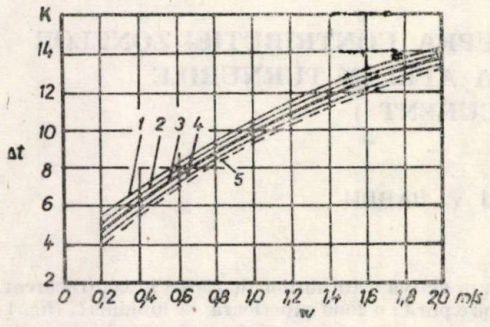


Fig. 2. Variația funcției $\Delta t = f(w)$, la l_p=1025 mm, l_i=765 mm și: *1*. l_s=1080 mm; *2*. l_s=735 mm; *3*. l_s=380 mm; *4*. l_s=190 mm; *5*. l_s=0 mm.

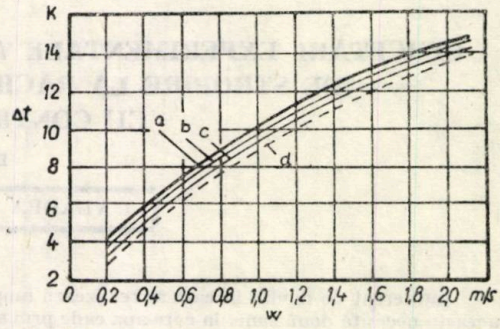


Fig. 3. Variația funcției $\Delta t = f(w)$, la l_p=1035 mm, l_i=380 mm și: *a*. l_s=765 mm; *b*. l_i=440 mm; *c*. l_i=170 mm; *d*. l_i=0 mm.

Se observă că acum curbele sînt mai distanțate între ele decît în cazurile anterioare (circa 0,4 ... 0,45 K), deși l_i a variat numai de 4,5 ori; pentru cazurile extreme *c* și *a*; zona inferioară este mai eficace decît cea superioară, tocmai din cauza că stropirea este acum mai omogenă pe secțiunea transversală.

Curba de referință a fost trasată și acum cu linie mai groasă, iar cea extrapolată cu linie întreruptă.

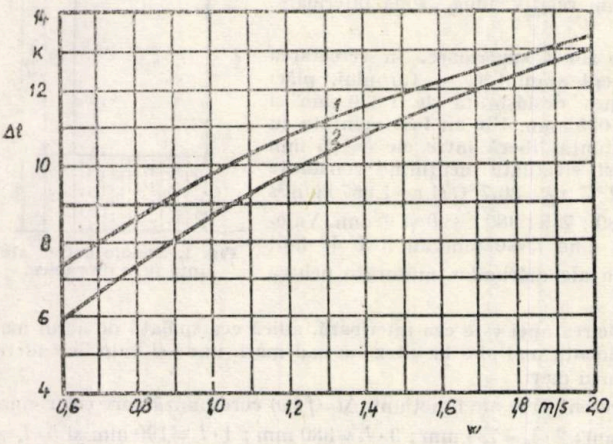


Fig. 6. Variația funcției $\Delta t = f(w)$ la: *1*. L=380+1035+765= =2180 mm; *2*. $L = l_p$=1035 mm și $l_i = l_s$ 0 mm.

Pentru a scoate în evidență aportul simultan al ambelor zone de răcire, în figura 6, au fost trasate curbele funcțiunii $\Delta t = f(w)$ pentru cazurile: 1 — turnul cu plăci ondulate, cu l_s=380 mm, l_p=1 035 mm și l_i=765 mm, deci cu L=2 180 mm 2— turnul cu $L = l_p$=1 035 mm și cu $l_s = l_i$=0 mm. Se observă că între eficacitățile de răcire ale celor două cazuri este o diferență de 1,5 K, la w=0,6 m/s, dar aceasta scade la circa 0,5 K la w=2,0 m/s. Contribuția zonelor de stropire este așadar de acest ordin de mărime pentru L_s și l_i considerate și pentru r=1,667 kg/m²s și se reduce prin creșterea lui r.

În fig. 5 sînt redate aceleași curbe de variație a zonei de răcire Δt din fig. 4, dar, de data aceasta, în funcție de debitul relativ de aer λ. Se observă că pentru valorile uzuale ale lui λ din cazul turnurilor de răcire de mare capacitate cu tiraj natural și anume λ=0,5—0,8, la r=1,667 kg/m², contribuția celor două zone de stropire de înălțimile considerate este de cca 1,4—1,0 K (scade prin creșterea lui λ).

Avantajul reprezentărilor din fig. 5 ($\Delta t = f(\lambda)$) constă în faptul că aceasta, așa cum se cunoaște, își păstrează valabilitatea independent de valoarea intensității de stropire r.

În fine, în fig. 8 sînt prezentate comparativ pierderile de apă prin evaporare și antrenare în cele două situații extreme (cu și fără prezența zonelor de stropire), în funcție de viteza aerului w la intrarea în zona activă; diferențele dintre curbele *2* și *1* (curba *1* este obținută prin extrapolare) redau pierderile suplimentare de apă cauzate de prezența zonelor de stropire.

Spațiul foarte redus disponibil nu a permis să se prezinte nici toate rezultatele intermediare, nici separarea cifrelor termice caracteristice corespunzătoare.

2. CONCLUZII

Deoarece variațiile foarte mari ale parametrilor definitorii (starea termică și repartiția apei și aerului) în secțiunile transversale ale turnului fac imposibile determinările directe în scopul separării efectului de răcire datorat celor două zone de stropire, metodica prezentată de măsurare a efectului total de răcire sub influența variației sistematice a înălțimii fiecăreia dintre cele două zone de stropire (superioară și inferioară) și apoi de extrapolare a curbelor obținute — deși foarte laborioasă, se impune prin următoarele avantaje :

— elimină complicațiile și erorile apreciabile care ar interveni prin aducerea apei direct pe umplutură și captarea ei imediat după umplutură ;

— elimină complicațiile și erorile care ar interveni în cazul unor măsurători directe în diferitele secțiuni transversale ale turnului; menționăm că am încercat și această metodică dar rezultatele obținute le-am considerat nesatisfăcătoare, pentru motivele arătate ;

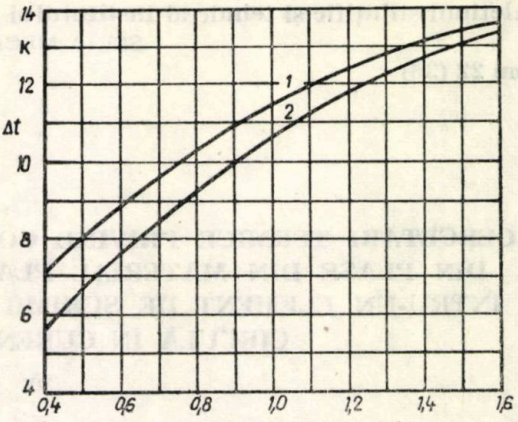


Fig. 5. Variația funcției $\Delta t = f(\lambda)$

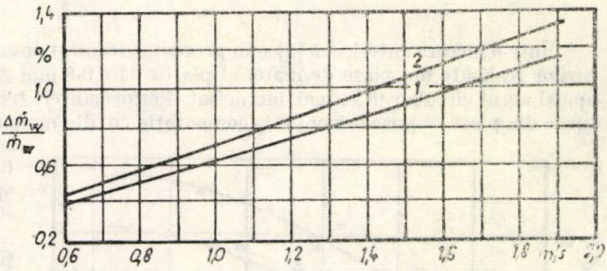


Fig. 6. Variația raportului $\Delta \dot{m}_w / \dot{m}_w = f(w)$, pentru :
1. $L = l_p = 1035$ mm și $l_i = l_c = 0$;
2. $L = 380 + 1035 + 765 = 2180$ mm.

— permite separarea contribuției fiecăreia din componentele zonei active a turnului (zona de stropire superioară, umplutura, zona de stropire inferioară) ;

— permite estimarea contribuției fiecăreia din zonele de stropire la înălțimi mai mari decît valorile maxime realizate în laborator, prin extrapolare și prin cercetarea comportării turnului fără umplutură (turn cu stropire pură).

Observăm că efectul de răcire al zonelor de stropire este practic independent de tipul umpluturi-propriu zise și că deci rezultatele obținute pentru cazul umpluturii considerate (cu plăci din azbocii ment ondulate) sînt valabile, cu suficientă aproximație și pentru alte umpluturi, din alte materiale sau cu alți parametrii constructivi (înălțime, pas de așezare, grosime plăci, etc).

Pentru considerarea influenței stării apei și aerului la intrarea în zonele de stropire, este suficient să se facă corecturile respective prin cercetarea efectului de răcire realizat în cazul turnurilor de răcire cu stropire pură (fără umplutură) sub influența acestor parametri. Menționăm că, în cadrul laboratorului nostru, s-au făcut și astfel de cercetări.

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN ÜBER DEN BEITRAG DER SPRITZZONEN IN GEGENSTROMKÜHLTÜRMEN AUF DIE WASSERKÜHLUNG

KURZFASSUNG

Eine der Schwierigkeiten, die beim Studium auf den Versuchsständen für Wärme- und Stoffaustausch in Gegenstromkühltürmen auftrat, besteht in den Differenzen der Werte die man am Probestand und in Wirklichkeit in der Höhe der Spritzzonen oberhalb und unterhalb der Einbauten erzielte.

Das Absondern der Beiträge dieser Zonen beim totalen Kühleffekt und das Bestimmen der Wechselgesetze dieses Beitrages unter dem Einfluss der wichtigsten funktionellen und konstruktiven Parameter stellt eines der wichtigsten Probleme beim Übertragen der Laborergebnisse auf die realen Kühltürme dar.

In der vorliegenden Arbeit bringt man eine Einschätzungsmethode des Kühleffektes für die genannten Kühlzonen, gleichzeitig wird auf das Verfahren hingewiesen durch welches die Übertragung der Laborergebnisse auf die der realen Türme ermöglicht wird.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

CERCETĂRI TERMICE PRIVIND COMPORTAREA UMPLUTURILOR DIN PLASE DIN MATERIAL PLASTIC, DISPUSE ORIZONTAL ÎNTRU-UN ELEMENT DE SCHIMB PRIN CARE APA ŞI AERUL CIRCULĂ ÎN CURENT ÎNCRUCIŞAT

DE

C. UNGUREANU, N. OANCEA, L. NEGRU.

Într-o lucrare anterioară [1] s-au prezentat rezultatele cercetărilor termice şi aerodinamice ale umpluturilor realizate din plase de material plastic 11 × 0,8 mm dispuse într-un element de schimb prin care apa şi aerul circulau în curent încrucişat. Performanţele termice deosebite pe care le realizează umpluturile din plase dispuse orizontal în comparaţie cu alte moduri de aşezare a umpluturii, ne-au determinat să cercetăm mai amănunţit influenţa modificării pasului dintre plase şi a parametrilor apei şi aerului la intrarea în elementulul de schimb.

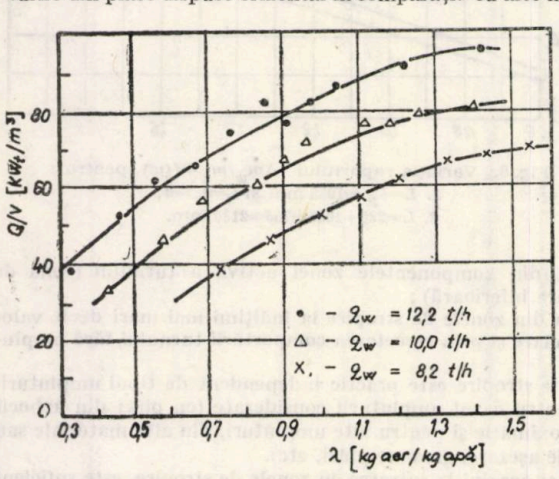


Fig. 1. Dependenţa dintre încărcarea termică volumică şi debitul specific de aer, pentru plase orizontale cu pasul de 15 mm

Instalaţia experimentală, modul de lucru şi metoda de calcul au fost prezentate în lucrările anterioare [2], [3].

În prima serie de încercări s-au menţinut constante valorile parametrilor aerului şi apei la intrarea în elementul de schimb (t_L=27 °C, τ_L=20,5 °C, t_{wl}=40 °C) şi s-au modificat debitul de aer G_L, debitul de apă G_w şi pasul x dintre plase.

Dependenţa dintre încărcarea termică volumică Q/V (KWt/m³) şi debitul specific de aer λ (kg aer/kg apă) pentru pasul x=15 mm între plase este redată în fig. 1, luîndu-se ca parametru densitatea de stropire q_w (m³/m²h). Se constată o creştere sensibilă a valorii încărcării termice volumice odată cu creşterea lui λ şi q_w, explicată atît prin mărirea vitezei relative dintre curentul de aer şi picăturile de apă, cît şi a diferenţei medii de entalpii între cele două fluide de lucru.

Dacă la valori mici ale lui λ panta curbelor parametrice este mai accentuată, spre sfîrşitul intervalului curbele se aplatizează. La încărcări termice ridicate vitezele mari ale aerului şi ale densităţii polii prin dispersare reclamă puteri însemnate pentru vehiculare, precum şi pierderi de apă mai mari prin antrenarea picăturilor mici de către curentul de aer. În consecinţă, creşterile relativ mici ale încărcării termice sînt compensate de consumuri auxiliare energetice importante. Există probabil pentru fiecare geometrie perechi G_L—G_w optime pentru care eficienţa sistemului de răcire este maximă.

Influenţa favorabilă a creşterii pasului dintre plase asupra încărcării termice volumice este pusă în evidenţă în fig. 2. La aceste serii de experienţe pasul dintre plase a avut valori de 15, 30, 45 şi 60 mm. Explicaţia ameliorării performanţelor instalaţiei prin mărirea pasului ar putea fi aceea că se îmbunătăţeşte granulometria din interiorul pachetului de plase ca urmare a creşterii proporţiei dintre debitul de apă sub formă de peliculă, care se formează pe plase. În plus, s-ar mai putea adăuga că la creşterea pasului dintre două plase, se măreşte viteza medie de cădere a picăturilor de apă, creşte viteza relativă dintre curentul de aer şi picături, deci se intensifică schimbul de căldură, deşi timpul de staţionare al apei în instalaţie se micşorează.

În cea de a doua serie de încercări s-a urmărit punerea în evidență a influenței parametrilor apei și aerului la intrare asupra încărcării termice volumice. Încercările s-au efectuat pe un pachet de plase orizontale avînd pasul de 60 mm și o densitate de stropire $q_w = 10$ m^3/m^{2}h.

În cadrul experimentărilor reprezentate în fig. 3 s-au menținut constanți parametrii aerului la intrare ($t_L = 27$ °C, $\varphi_L = 60$ %) și debitul de apă; s-a modificat temperatura apei calde în domeniul 25—45 °C. Se observă că energia termică evacuată prin instalație crește de (5,3—5,9) ori pentru extremele domeniului, la o modificare a debitului specific de aer λ în domeniul 0,4—1,3.

În cadrul experimentărilor reprezentate în fig. 4 s-a modificat temperatura uscată a aerului în domeniul 24—35 °C și debitul specific de aer λ, în domeniul 0,4 — 1,3. Umiditatea relativă a aerului și temperatura apei calde s-au păstrat constante. Dependențele obținute sînt aproximativ lineare, cu o pantă destul de mică; energia termică evacuată crește de (1,84—1,63) ori pentru extremele intervalului. Panta este mai mare la temperaturi uscate mai mici ale aerului, adică se constată o situație inversă decît aceea constatată în fig. 3, unde panta crește la temperaturi mai ridicate.

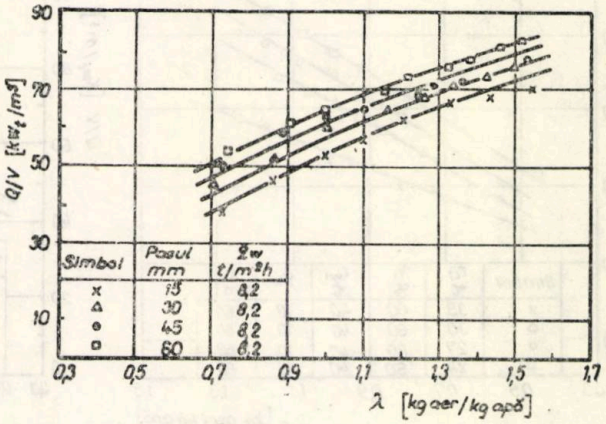


Fig. 2. Influența ceeșterii pasului dintre plase asupra încărcării termice volumice.

La temperaturi uscate constante ale aerului și apei la intrare, modificarea umidității relative a aerului φ_L între 40 și 80 % conduce la o scădere cu circa 20 % a încărcării termice volumice (fig. 5), ca urmare a scăderii gradientului de concentrații a vaporilor de apă din stratul limită și din curentul de aer. Schimbul de masă se micșorează în apropierea stării de saturație; producerea în continuare a evaporării se realizează numai pe măsura încălzirii aerului prin convecție, căreia îi corespunde o creștere moderată a concentrației la saturație.

Cercetările efectuate pînă în prezent demonstrează că în aceleași condiții de funcționare (densitate de stropire, viteză relativă, parametri de intrare și apei și aerului) geometria elementului de schimb (forma șipcilor, pasul pe orizontală și verticală, mărimea ochiurilor, plaselor, etc) influențează schimbul de căldură și substanță.

În fig. 6 se prezintă comparativ valorile încărcării termice volumice în funcție de λ pentru diverse materiale utilizate în realizarea umpluturii elementului de schimb la geometria optimă a fiecărui tip de umplutură în aceleași condiții de încercare.

Pentru comparație, pe aceeași figură s-au trasat rezultatele experimentale pentru cazul în care umplutura a fost demontată, granulometria rezultînd din sistemul de preparare a ploii din partea superioară a standului.

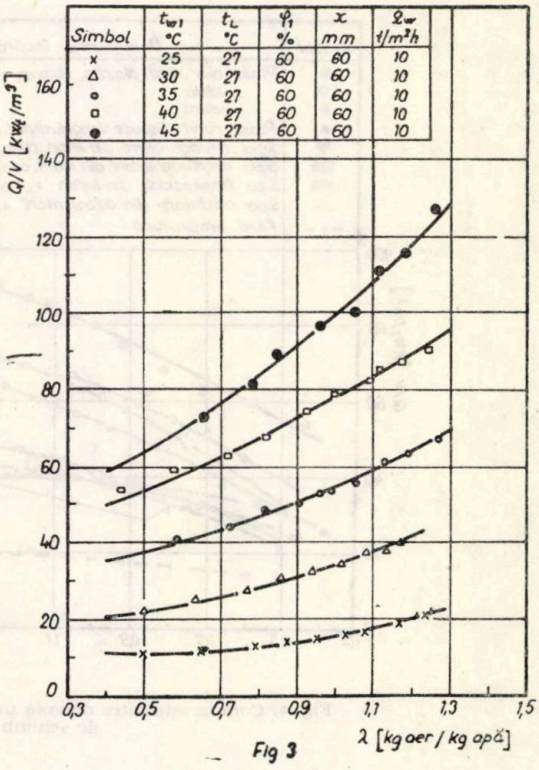


Fig. 3. Variația încărcării termice volumice în raport cu debitul specific de aer și temperatura apei la intrare.

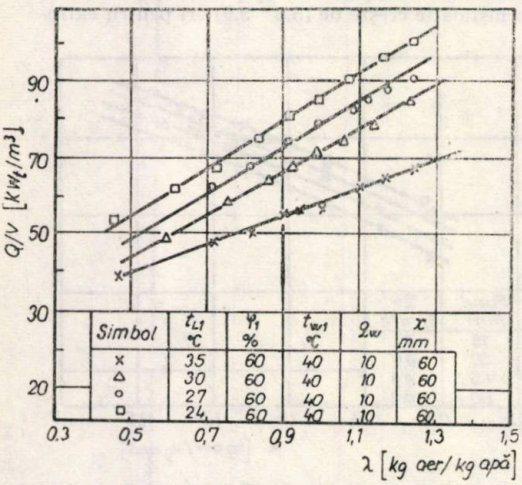


Fig. 4. Variația încărcării termice volumice în raport cu debitul specific de aer și temperatura aerului la intrare.

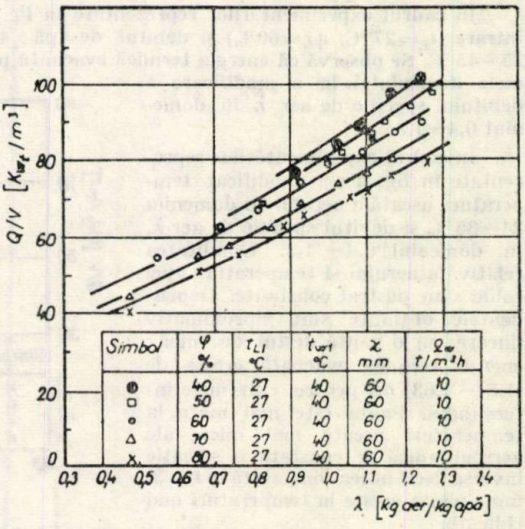


Fig. 5. Variația încărcării termice specifice în raport cu debitul specific de aer și umiditatea relativă a aerului la intrare.

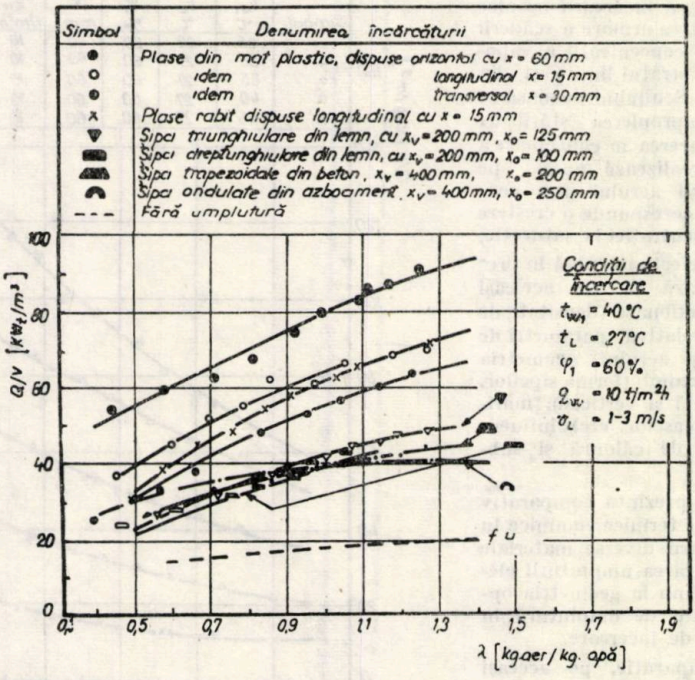


Fig. 6. Comparație între diverse umpluturi ale elementului de schimb.

Din fig. 6 se constată o grupare evidentă a curbelor corespunzătoare încărcării elementului de schimb cu plase înspre valori mai mari ale încărcării termice volumice, pe cită vreme curbele corespunzătoare încărcăturilor elastice cu şipci ale turnurilor de răcire în curent încrucişat (şipci de secţiune triunghiulară, dreptunghiulară, patrat, trapezoidală, şipci ondulate, etc) se grupează spre valori mai mici.

CONCLUZII

Din compararea încărcărilor termice columice Q/V pentru umpluturi din plăci din material plastic cu umpluturi din şipci de diverse profile şi aşezate la diverse geometrii, la aceiaşi parametrii ai apei şi aerului în instalaţie, rezultă următoarele :

– Valorile încărcării termice volumice Q/V KWt/m³ sînt de circa două ori mai mari în cazul plaselor din material plastic decît în cazul şipcilor. Se detaşează evident rezultatele obţinute pentru plasele orizontale, care prezintă şi avantajul unor pierderi de presiune mai mici. Se pune problema în viitor de a studia influenţa distanţei dintre plasele orizontale şi în domeniul distanţelor mai mari pentru a se putea determina pasul optim.

– La avantajele termice şi aerodinamice foarte importante ale plaselor, în general şi ale celor orizontale în special, se pot adăuga şi greutăţile specifice ale umpluturii (kg/m³), de circa 100 de ori mai mici în cazul plaselor. Aceasta are, ca efect micşorarea greutăţii umpluturii turnului în acelaşi raport şi prin aceasta scheletul de rezistenţă al turnului fa fi mult mai uşor.

– Prin folosirea plaselor din material plastic se pot face economii importante de materiale deficitare cum ar fi azbestul, necesar pentru realizarea plăcilor din azbociment, sau lemnul pentru realizarea şipcilor. Se ridică probleme în ceea ce priveşte tehnologia montării plaselor în turn care se pare că este mai complicată şi necesit* mai multă manoperă. În paralel cu cercetările termice vor fi necesare cercetări pentru stabilirea tehnologiei celei mai potrivite de realizare a umpluturilor din plase din material plastic. Este sigur că, în perspectivă, vor avea loc mutaţii importante în concepţia turnurilor de răcire în curent încrlcişat din aceste concluzii.

BIBLIOGRAFIE

1. Ungureanu C., Oancea N., Negru D. — Cercetări termice şi aerodinamice privind sisteme de răcire în curent încrucişat constituite din plase de material plastic — Bul. şt. şi tehnic, IPT, 1976.
2. Vlădea, I. şi colaboratorii — Theoretisches und experimentelles Studium der thermischen Vorgänge in Kreuzstromkühltürmen-Energietechnik, 22. Jhg, Heft 8, August 1972.
3. Oancea, N., Ungureanu, C. — Schimbul de căldură şi substanţă în turnurile de răcire în curent încrucişat — Lucrările celei de a II-a ses. de comunicări tehnico-ştiinţifice CIUE, iunie, 1972, Bucureşti.

WÄRMETECHNISCHE UNTERSUCHUNGEN ÜBER DAS VERHALTEN VON FÜLLUNGEN AUS NETZFÖRMIGEN PLASTMASSEN IN EINEM HORIZONTALEN AUSTAUSCHELEMENT, IN DEM DAS WASSER UND DIE LUFT IM KREUZSTROM ZIRKULIEREN

ZUSAMMENFASSUNG

Es werden die thermischen Leistungen netzförmiger, im Austauschelement in horizontaler Lage eingebauter Plastmassenfüllungen gezeigt, in dem sich der Abstand zwischen den Netzen, Wasser- und Luftdurchfluss so wie deren Eingangsrössen, ändern.

Zum Schluss werden die Werte thermischer Volumenbelastung in Abhängigkeit von, für verschiedene Füllungskörper des Austauschelements, zum Vergleich gebracht (Stäbe von verschiedenen Profilen, Netze, usw.).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

CERCETĂRI TERMICE ŞI AERODINAMICE PRIVIND SISTEME DE RĂCIRE ÎN CURENT ÎNCRUCIŞAT CONSTITUITE DIN PLASE DIN MATERIAL PLASTIC

DE

C. UNGUREANU, N. OANCEA, D. NEGRU.

Intensificarea schimbului de căldură şi substanţă şi înlocuirea materialelor deficitare din care se confecţionează umplutura turnurilor de răcire (lemn, azbociment), constituie de mai multă vreme preocupări ale cercetărilor efectuate de colectivul de autori în acest domeniu [1], [2].

În articolul de faţă sînt prezentate unele rezultate ale cercetărilor termice şi aerodinamice obţinute în cazul umpluturilor din plase de material plastic $11 \times 0{,}8$ mm. Prin experimentări s-a urmărit să se stabilească influenţa geometriei aşezării plaselor asupra schimbului de căldură şi asupra rezistenţei aerodinamice a dispersorului.

Standul de cercetare, metodica de măsurare şi prelucrare a datelor sînt prezentate în lucrările [1], [2], [3].

Dispunerea plaselor în elementul de schimb este prezentată schematic în fig. 1. Luînd ca orientare direcţia de curgere a aerului, faţă de planul în care este aşezată plasa, se disting următoarele cazuri : plase dispuse transversal, orizontal, vertical-longitudinal şi longitudinal-înclinate cu 15° faţă de planul vertical.

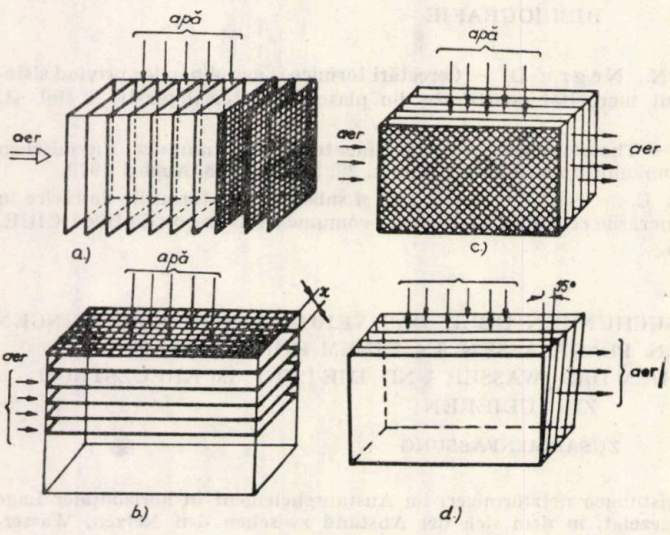


Fig. 1. Schema de aşezare a plaselor în elementul de schimb : *a* — transversal; *b* — orizontal; *c* — vertical-longitudinal; *d* — longitudinal, înclinate cu 15° faţă de planul vertical.

Pentru fiecare dintre aceste cazuri încercările s-au făcut cu parametrii constanţi ai apei şi aerului la intrare $t_{w1}=40$ °C, $t_L=27$ °C, $\varphi_L=60\%$, modificîndu-se viteza aerului ($v_L=1-3$ m/s), densitatea ploii ($q_w=8{,}2$, 10 şi 12,2 t/m²h) şi pasul dintre două plase ($x=15$, 30, 45 şi 60 mm).

Pentru a exemplifica influenţa modului de aşezare al plaselor asupra schimbului de căldură, în fig. 2 s-a reprezentat dependenţa dintre încărcarea termică volumică Q/V (kW/m³) şi debitul specific de aer λ (kg aer/kg apă), pentru pasul $x=15$ mm între plase şi densitatea de stropire $q_w=10$ t/m²h pentru cele patru cazuri de aşezare al plaselor.

Din această figură rezultă că cele mai bune rezultate se obţin la dispunerea orizontală a plaselor, iar cele mai slabe la dispunerea transversală ; pentru plasele dispuse longitudinal, vertical sau înclinat cu 15° faţă de planul vertical, încărcările termice volumice diferă puţin între ele şi se încadrează între valorile extreme.

Indiferent de modul de aşezare al plaselor, curentul de aer circulînd printre, sau prin acestea se realizează pe de o parte răcirea peliculei de apă formată pe plase, iar pe de altă parte răcirea picăturilor de apă aflate la un moment dat în elementul de schimb. Extinderea rezultatelor pe o bandă largă

de valori se datorește spectrului granulometric al picăturilor rezultat și frecvenței procesului de formare și reformare al acestora. Prezintă importanță majoră și aportul peliculei de apă formată pe plase, de formă și dimensiuni variabile.

Din aceste puncte de vedere situația cea mai favorabilă se obține în cazul dispunerii orizontale a plaselor. În acest caz grosimea peliculei de apă este minimă în comparație cu celelalte geometrii

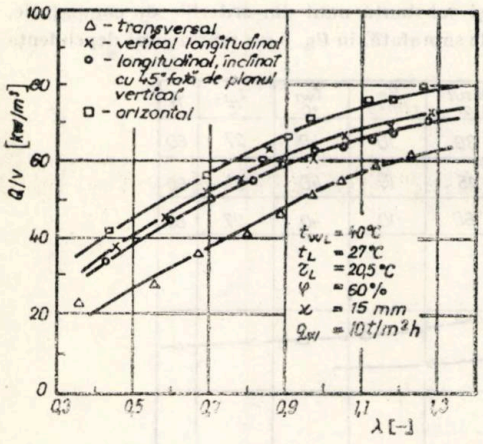


Fig. 2. Dependența dintre încărcarea termică volumică și debitul specific pentru diverse moduri de așezare a plaselor în elementul de schimb.

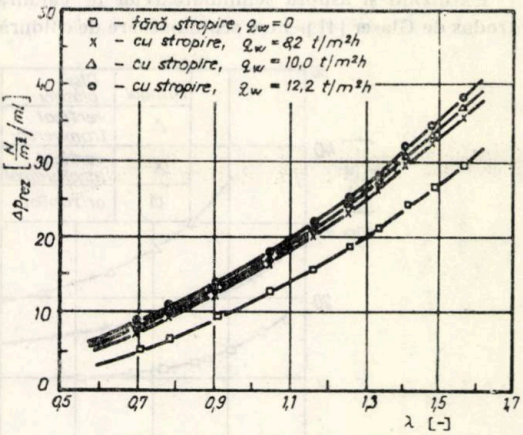


Fig. 3. Căderea de presiune în funcție de λ pentru plase din material plastic dispuse vertical transversal cu pasul x=30 mm.

cercetate. Aceasta înseamnă că, în cazul plaselor orizontale, raportul dintre masa apei sub formă de picături și aceea sub formă de peliculă este maxim în comparație cu celelalte moduri de așezare al plaselor și prin urmare suprafața specifică de contact apă-aer mai mare favorizează și un schimb de căldură și substanță mai intens.

Pe de altă parte, dacă pentru celelalte moduri de așezare al plaselor există posibilitatea ca o parte din picăturile de apă provenite de la sistemul de pulverizare (în cazul încercărilor de față — dușuri) să treacă prin coridorul dintre două plase fără se le atingă, în cazul plaselor orizontale acestă posibilitate este exclusă, picăturile de apă aflîndu-se într-o permanentă formare și reformare, ceea ce favorizează schimbul de căldură și substanță.

Cercetările s-au efectuat cu debit de apă constant. Din această cauză debitul specific de aer λ evidențiază influența vitezei aerului vehiculat prin sistemul de răcire.

Din fig. 2 rezultă că o anumită încărcare termică volumică (de ex 50 kW/m³) poate fi obținută dispunînd plasele după una din modalitățile studiate, dar pentru fiecare caz în parte corespunde o altă valoare pentru λ, deci viteze mai mici sau mai mari ale aerului prin elementul de schimb, ceea ce atrage după sine pierderi de presiune mai mici sau mai mari datorită rezistențelor de frecare și locale. Ca urmare, alături de studiul termic s-a impus și cercetarea căderilor de presiune pentru fiecare mod de așezare al plaselor, diverși pași între plase, viteze ale aerului între 1 și 3 m/s, cu și fără stropire.

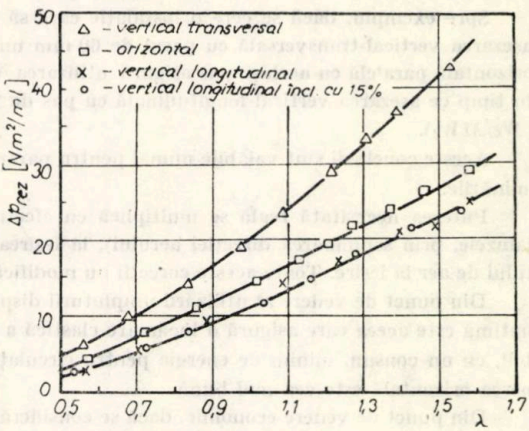


Fig. 4. Comparație între căderile de presiune ale aerului pentru umpluturi din plase de material plastic cu diverse așezări la pasul de 15 mm și q =10 t/m²h.

În fig. 3 este reprezentată căderea de presiune în funcție de λ pentru plase din material plastic dispuse vertical transversal cu pasul x=30 mm între plase. În acest caz s-a cercetat și influența densității de stropire, q_w. Se constată creșterea pierderilor de presiune cu debitul specific λ. La λ=ct pierderile de presiune cresc cu densitatea de stropire din cauza creșterii vitezei aerului și a numărului de picături întîlnită de curent.

Comparația între căderile de presiune ale aerului pentru umpluturi din plase de material plastic cu diverse așezări la pasul de 15 mm și q_w=10 t/m²h este redată în fig. 4. Din aceasta rezultă că cea mai favorabilă este dispunerea plaselor în plane vertical longitudinale, iar cea mai defavorabilă — în plane transversale. Aceleași concluzii sînt valabile și pentru alte valori ale densității de stropire, respectiv pași între plase.

Extinzînd și asupra schimbătoarelor de căldură și substanță unul din criteriile de compatraie, introdus de Glaser [4] pentru schimbătoare de căldură de suprafață, în fig. 5 s-a reprezentat dependența

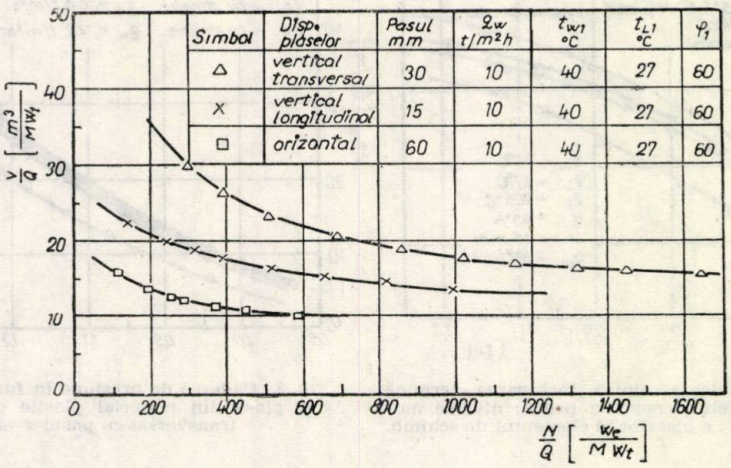


Fig. 5. Dependența dintre caracteristica de gabarit și consumul specific de putere pentru învingerea rezistențelor pe circuitul de aer.

dintre caracteristica de gabarit V/Q (m³/M W_t) și consumul specific de putere teoretică pentru învingerea rezistențelor pe circuitul de aer (N/Q (W_e/MW_t).

Curbele trasate în această reprezentare pun în evidență influența geometriei dispersorului asupra capacității de transfer termic a instalației și puterea energetică absorbită pentru vehicularea aerului.

Spre exemplu, dacă se cere o instalație care să aibă o utilizare a dispersorului de 15 (m³ MW_t), așezarea vertical-transversală cu pasul de 60 mm nu va putea realiza o astfel de încărcare. Așezarea orizontală paralelă cu același pas asigură utilizarea dorită cu un consum energetic de 140 (We/MW_t), în timp ce așezarea vertical longitudinală cu pas de 15 mm, în același regim, necesită o putere de 670 (We/MW_t).

Aceste concluzii sînt valabile numai pentru parametrii apei și ai aerului la care s-au efectuat determinările.

Puterea necesitată reală se multiplică cu efectul pierderilor de presiune la intrarea în turn (prin jaluzele, prin schimbarea direcției aerului), la ieșirea din turn și datorită presiunii dinamice a curentului de aer la ieșire. Toate aceste corecții nu modifică calitativ concluziile de mai sus.

Din punct de vedere al utilizării umpluturii dispersorului și deci și al construcției turnului, soluția optimă este aceea care asigură o încărcare elastică a sistemului, la parametrii mediului ambiant variabili, cu un consum minim de energie pentru circulația aerului. În cazul analizat, din figura 5, dispunerea orizontală este cea mai bună.

Din punct de vedere economic, dacă se consideră prețul de cost al montării plaselor, identic în toate cazurile, soluția orizontală este net superioară deoarece umplutura a avut pasul maxim, de 60 mm (investiție minimă).

Celelalte două situații comparate — așezare vertical longitudinală (pas 15 mm) și vertical transversală (pas 30 mm) — necesită în prealabil aprecirea costului investiției, evident mai mare în cazul soluției vertical-longitudinală, cu rezultate termice mai bune.

Reprezentările din fig. 5 pun în evidență și faptul că efectul creșterii vitezei aerului, respectiv al puterii instalate în ventilator se reduce considerabil la puteri mari, și chiar tinde să se anuleze.

Există pentru fiecare umplutură o încărcare optimă peste care nu este avantajos să se treacă deoarece scăderea indicelui de gabarit este neînsemnat, în timp ce creșterea puterii teoretice pe partea de aer este mare.

BIBLIOGRAFIE

1. Ungureanu C, Oancea N, Negru D.: Contribuții la determinarea coeficientului de transfer de căldură și masă la turnurile de răcire în curent încrucișat — Bul. șt. și tehnic I.P.T. — seria Mecanică, tom 15 (29), fasc. 2, 1970.
2. Oancea N, Ungureanu C, — Schimbul de căldură și substanță în turnurile de răcire în curent încrucișat — Lucrările celei de a II-a ses. de com. tehnico-șt. CIUE, iunie 1972, București.
3. Ungureanu C, Oancea, N. Negru D. Gutmayer H.: Experimentelle Forschungen über den Wärme-und Stoffaustausch in Kreuzstromkühlürmen Preprints of papers presented at the „First heat transfer conference" Iași — R. S. România K 1973, vol. II. p. 803—816.
4. Glaser, H.: Bewertung von Wärmeaustauschsystemen mit Hilfe einer Leistungszahl — Chemie Ingenieur-Technik 20 (1948), p. 129—133.

THERMISCHE UND AERODYNAMISCHE UNTERSUCHUNGEN BETREFFS KUHLTURMSYSTEME IN KREUZSTROM GEBAUT AUS PLASTMASSENNETZEN

KURZFASSUNG

In der Arbeit werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen betreffs den Einfluss der Anordnung der Plastmassennetze auf den Wärmeaustausch und den aerodynamischen Widerstand des Zerstäubers dargestellt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

EIN NEUES GERÄT ZUR DIREKTEN BESTIMMUNG DES EINSPRITZGESETZES

VON

G. PURI

1. EINLEITUNG

Gemischbildung und Verbrennung im Dieselmotor werden durch Zerstäubung und Vermischung des Kraftstoffes mit der Luft, nach seinem Austreten aus der Einspritzdüse, sowie durch die zeitliche Verteilung des eingespritzten Kraftstoffes bestimmt. Aus diesem Grund ist die Kenntnis des sogenannten „Einspritzgesetzes“ (E.g.), also der eingespritzten Kraftstoffmengen in Funktion der Zeit oder der Position der Kurbelwelle [°KW] nützlich und eine eingehende Forschung seiner Beeinflussungsmöglichkeiten gerechtfertigt.

Die Kraftstoffeinspritzung als unstationärer und komplexer Vorgang wird von konstruktiven und funktionellen Faktoren bestimmt. Darum ist auch dessen rechnerische Bestimmung schwierig und benötigt einen grossen Rechenaufwand. Trotz Gebrauch von Elektronenrechnern sind die Ergebnisse unsicher und werden mehr im Entwurf gebraucht. Aus diesen Gründen ist oftmals ein mittleres statistisches E.g. nützlicher als Einzeleinspritzgesetze die unterschiedlich sein können.

Die Bestimmungsmethoden der mittleren statistischen E.g. stützen sich auf das Prinzip des teilweisen Auffangens des Kraftstoffes, wobei die aufgefangenen Kraftstoffmengen ein Mass der, in einer bestimmten Zeiteinheit oder Drehwinkel der Einspritzpumpe [°PW], eingespritzten Kraftstoffmengen sind. Es gibt mehrere Geräte dieser Art [1], doch sind alle für Düsen mit einem zentralen Kraftstoffstrahl bestimmt. Mit Hilfe dieser Geräte, mit sogenanntem „Zellenrad“, erhält man mittlere statistische E.g., deren Abweichungen von dem reelen E.g. umso kleiner sind, je mehr Einspritzungen aufgefangen werden.

Da die meisten modernen, schnellaufenden Dieselmotoren aber Mehrstrahldüsen haben, musste ein, in vorliegender Arbeit vorgestelltes, Gerät geschaffen werden [2], welches auf dem Prinzip des Zellenrades folgenden Forderungen entspricht: Möglichkeit der Bestimmung des E.g. für Mehrstrahldüsen; das Ablesen muss direkt aus den Zellen mit hoher Genauigkeit und von 0,5 zu 0,5 oder von 1 zu 1 [°PW] möglich sein.

2. BESCHREIBUNG DES GERATES

Das Gerät zum Messen des E.g. besteht aus dem Zellenrad (1) mit den Zellen (2), Abb. 1, und der Drehzahl „n_z“:

$$n_z = \left(j \pm \frac{1}{z}\right) \cdot n_p \tag{1}$$

wo: n_p — Drehzahl der Pumpe; z — Anzahl der Kraftstoffstrahlen; $j = 1; 2; 3 \ldots$.

Die Einspritzdüse (4), Abb. 2, spritzt in den mittleren Teil des Zellenrades (1), ein. Das Zellenrad wird von der Pumpenaxe (5) mit Hilfe eines Norton-Getriebes (3) angetrieben. Die maximale Drehzahl des Zellenrades wird durch folgende Kondition bestimmt: Während eines Einspritzvorganges muss sich das Zellenrad um einen Winkel $\beta \leqslant 360°/z$. drehen. Auf diese Art entspricht jedem Kraftstoffstrahl $(1/z)$ des Umfanges des Zellenrades. Zwischen den Einspritzungen dreht sich das Zellenrad mit $(j \pm 1/z)$ Umdrehungen und ist also bei der nächsten Einspritzung um $(360\,°/z)$, gegenüber der vorhergehenden Einspritzung, gedreht. Auf diese Art werden alle Kraftstoffstrahlen der Düse (4) nacheinander in denselben Zellenradbereichen eingefangen. Nach (N.z) Einspritzungen (N = beliebige Zahl) erhält man in jedem Bereich des Zellenrades ein mittleres statistisches E.g.

Die Länge „l" des Bogens, der einer Zelle entspricht, ist,

$$l = \frac{\pi \cdot Di}{N_c} \tag{2}$$

wo: N_c — Zellenanzahl; D_i — innerer Durchmesser des Zellenrades.
Die relative Breite einer Zelle (Präzision) ist:

$$p = \frac{360}{N_c \cdot i} = \frac{360 \cdot l}{\pi \cdot D_i \cdot i} \text{ [°PW/Zelle]} \tag{3}$$

mit dem Übertragungsverhältnis zwischen Pumpe und Zellenrad:

$$i = n_z/n_p = j \pm 1/z\,; \quad j = 1\,;\ 2\,;\ 3 \ldots \tag{4}$$

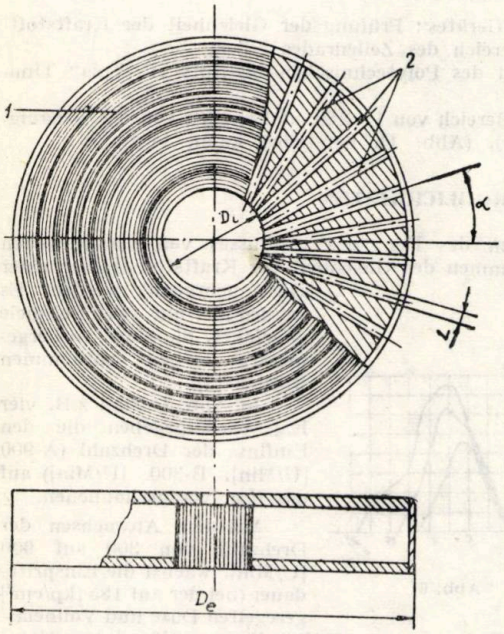


Abb. 1

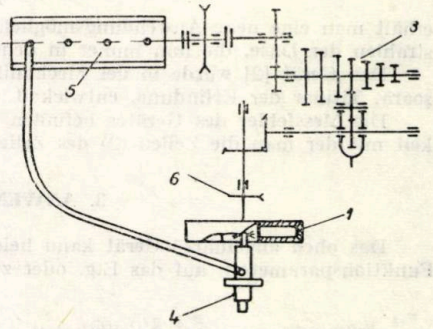


Abb. 2

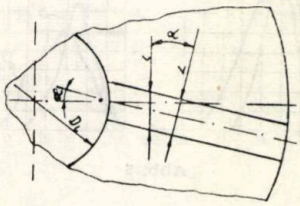


Abb. 3

Bei den grossen Geschwindigkeiten des Zellenrades und des Kraftstoffstrahles muss der Form der Zellen eine grosse Aufmerksamkeit geschenkt werden, damit nicht Aufprallerscheinungen stattfinden und die Genauigkeit vermindert wird. Aus diesem Grund müssen die Zellen geneigt gegenüber dem Zellenradradius angefertigt werden, Abb. 3. Den Neigungswinkel „α" erhält man aus dem graphischen Zusammensetzen der Strahlgeschwindigkeit „c" und der Umfangsgeschwindigkeit „v_p" des Zellenrades am Eintrittsdurchmesser „D_i", (*Abb. 4*) Für die Strahlgeschwindigkeit kann man die in [1] vorgeschlagene Beziehung gebrauchen. Es folgt für „α", der Neigung der Zellen:

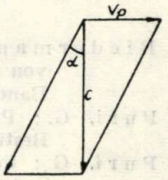


Abb. 4

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{V_p}{c} = \frac{\pi \cdot D_i \cdot n_p \cdot i}{60\ c}. \tag{5}$$

Die Breite der Zelle in Funktion der normalen Breite „L" (Abb. 3) ist:

$$l = L/\cos \alpha \tag{6}$$

Aus diesen Gleichungen folgt der innere Durchmesser „D_i" des Zellenrades, bei dem die Dicke der Wand zwischen den Zellen gleich Null wird, der Neigungswinkel „α" und die Zellenanzahl „N_c":

$$D_i = \frac{360 \cdot L}{\pi \cdot p \cdot i \cdot \sqrt{1 - (6n_p \cdot L/c \cdot p)^2}} \tag{7}$$

$$\alpha = \operatorname{arc\,tg} \frac{(\pi \cdot D_t \cdot n_p \cdot i)}{60 \cdot c} \tag{8}$$

$$N_c = \frac{\pi \cdot D_t \cdot \cos \alpha}{L} \tag{9}$$

Zum Ablesen werden auf das, aus Stiplex hergestellte Zellenrad konzentrische Kreise mit Milimeterdistanz eingeritzt, mit den 5 [mm] Kreisen verdickt. Das Gerät hat einen Einspritzzahlkontor und ein äusseres Synkronisierungsystem eines Stroboskopes zum Belichten des Zellenrades, welches auf diese Weise stehend erscheint und das Ablesen des Niveaus des Kraftstoffes in den Zellen ermöglicht. Mit Hilfe der Abmessungen der Zellen erhält man die eingefangene Kraftstoffmenge, und damit das E.g.

Wenn man aber das Übersetzungsverhältnis „i", als eine ganze Zahl annimmt:

$$i = n_z/n_p = j\,; \quad j = 1\,;\ 2\,;\ 3\,\ldots$$

erhält man eine neue Anwendungsmöglichkeit des Gerätes: Prüfung der Gleichheit der Kraftstoffstrahlen der Düse, die nun immer in denselben Bereich des Zellenrades fallen.

Das Gerät [2] wurde in der Mechanik-Fakultät des Polytechnischen Instituts „T. Vuia" Timişoara, Titular der Erfindung, entwickelt.

Die Messfehler des Gerätes befinden sich im Bereich von 1—2%, und werden von der Genauigkeit mit der man die Zellen (2) des Zellenrades (1), (Abb. 1), herstellen kann, bestimmt.

3. ANWENDUNGSMOGLICHKEITEN

Das oben angeführte Gerät kann beim Studium des E.g., des Einflusses von verschiedenen Funktionsparametern auf das E.g. oder zum Bestimmen der Gleichheit der Kraftstoffstrahlen einer Düse gebraucht werden. Es werden hier nur zwei Beispiele angeführt, die einer vorhergehenden Arbeit entnommen wurden [3].

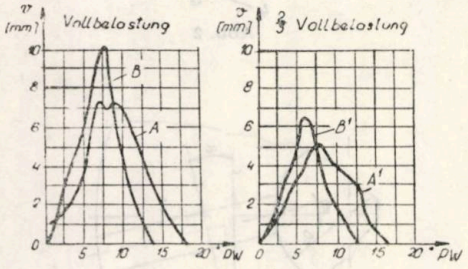


Abb. 5

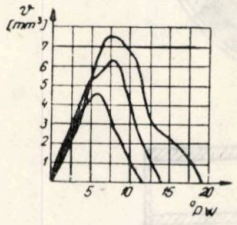


Abb. 6

In Abb. 5. sind z.B. vier E.g. wiedergegeben die den Einfluss der Drehzahl (A-900 [U/Min], B-300 [U/Min]) auf das E.g. veranschaulichen.

Mit dem Anwachsen der Drehzahl von 300 auf 900 [U/Min], wächst die Einspritzdauer (bei der auf 185 [kp/cm²] geregelten Düse und Vollbelastung) von 14 auf 18 [°PW], wobei die grösste pro [°PW] eingespritzte Kraftstoffmenge (für das gegebene Beispiel) um 28,2% fällt, obwohl die pro Zyklus eingespritzte Kraftstoffmenge um 9,56% wächst.

In Abb. 6. ist der Einfluss der Konstruktion der Pumpe — Einspritzende veränderlich — auf das E.g. dargestellt. Der anwachsende Arm des E.g. ist derselbe, das Einspritzende erscheint bei kleinen Belastungen früher.

LITERATUR

1. Biedermann, W.: „Entwicklung eines Gerätes zur direkten Messung der Einspritzgesetze von Dieseleinspritzsystemen". In: Uber Verbrennungsmotoren und Kraftfahrwesen". Band II, Veb Verlag Technik, Berlin, 1959.
2. Puri, G.; Portscheller, „Stand pentru determinarea legii de injecţie". (Gerät zum Bestimmen des Einspritzgesetzes). Brevet R.S.R. 56566/16 Mai 1973.
3. Puri, G.: Contribuţii la studiul influenţei factorilor funcţionali asupra legii de injecţie la motorul D 103. (Beitrage zum Studium des Einflusses der Funktionsparameter auf das Einspritzgesetz des D 103 Motors). Studii şi cercetări de mecanică agricolă, 1971, Vol. V, Nr 1.

O NOUĂ INSTALAŢIE DE DETERMINARE DIRECTĂ A CARACTERISTICII DE INJECŢIE

REZUMAT

În lucrare se prezintă o nouă instalaţie de determinare a caracteristicii de injecţie pentru injectoare polijet, injectoarele cele mai uzuale pe motoare Diesel de injecţie directă.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

INFLUENŢA PALETELOR DE PE SPATELE COROANEI ROTORULUI ASUPRA CURBELOR CARACTERISTICE ALE POMPELOR CENTRIFUGE

DE

M. POPOVICIU, V. ANTON, F. GYULAI

1. *Introducere.* În cazul pompelor centrifuge monoetajate, una dintre metodele de reducere a forţei axiale o constituie paletarea părţii exterioare a coroanei rotorului. Această soluţie prezintă drept avantaje efectul de descărcare al presetupei şi posibilitatea modificării forţei axiale prin variaţia diametrului exterior al paletelor. Dezevantajul îl constituie creşterea puterii absorbite.

Lipsa unor indicaţii de proiectare, unanim acceptate, pentru stabilirea dimensiunilor paletelor dorsale, impune efectuarea unor cercetări experimentale care să aducă precizări privind dimensiunea axială (lăţimea) a paletelor, jocul axial admis între palete şi peretele carcasei, diametrul necesar, efectul paletajului asupra randamentului pompei.

2. *Staţiunea experimentală.* Pentru efectuarea cercetărilor experimentale a fost aleasă o pompă centrifugă, monoetajată, cu simplă intrare de tip PCN 40—200. Diametrul de la ieşire al rotorului este de $D_2=210$ mm, lăţimea canalului interpaletar $b_2=5$ mm iar turaţia de antrenare 2 900 rot/min. Pe lîngă parametrii măsuraţi în mod curent la încercările energetice staţiunea a fost astfel concepută încît să se poată determina forţele axiale pozitive şi presiunea la ieşire din rotor. În fig. 1 se prezintă curbele caracteristice de funcţionare pentru rotor fără palete de echilibrare pe spatele coroanei. După terminarea acestui set de încercări, pe spatele coroanei s-au sudat 8 palete radiale avînd b=8 mm, grosimea $\delta=4$ mm, diametrul paletei fiind $\varnothing=180$ mm. Variantele obţinute prin modificarea necesară a geometriei paletajului dorsal, inclusiv a spaţiului dintre paletă şi carcasă sînt prezentate în tabela 1 unde variantele A pun în evidenţă influenţa lăţimii paletei dorsale, variantele B influenţa spaţiului dintre paletă şi carcasă iar variantele C influenţa diametrului paletat.

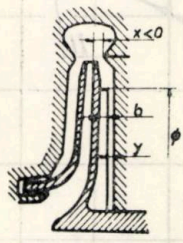


Tabela 1

Nr crt	Varianta	b [mm]	y [mm]	y/b	ϕ [mm]
1	A_1	8	2,6÷2,9	0,344	180
2	A_2	6	4,6÷4,9	0,79	180
3	A_3	4	6,6÷6,9	1,7	180
4	B_1	4	6,6÷6,9	1,7	180
5	B_2	4	4,8÷5,2	1,25	180
6	B_3	4	3,2÷3,6	0,85	180
7	B_4	4	2,6÷3,0	0,70	180
8	B_5	4	2,0÷2,6	0,60	180
9	B_6	4	1,6÷2,2	0,475	180
10	C_1	4	1,6÷2,2	0,475	180
11	C_2	4	1,6÷2,2	0,475	160
12	C_3	4	1,6÷2,2	0,475	140
13	C_4	4	1,6÷2,2	0,475	126

3. *Influenţa lăţimii paletelor dorsale asupra caracteristicilor de funcţionare ale pompelor.* Au fost efectuate cercetări experimentale pentru trei variante (fig. 2), lăţimea paletei fiind succesiv modificată la valorile: $b=8$ mm (A_1); $b=6$ mm (A_2); $b=4$ mm (A_3).

Curba caracteristică $H=f(Q)$ este foarte puţin afectată prin paletarea părţii externe a coroanei. Abaterile maxime nu depăşesc 4% din înălţimea de pompare obţinută cu rotorul fără palete dorsale.

Curba $P=f(Q)$ suferă translaţii spre puteri mai mari odată cu creşterea lăţimii paletelor. Evident randamentul pompei descreşte.

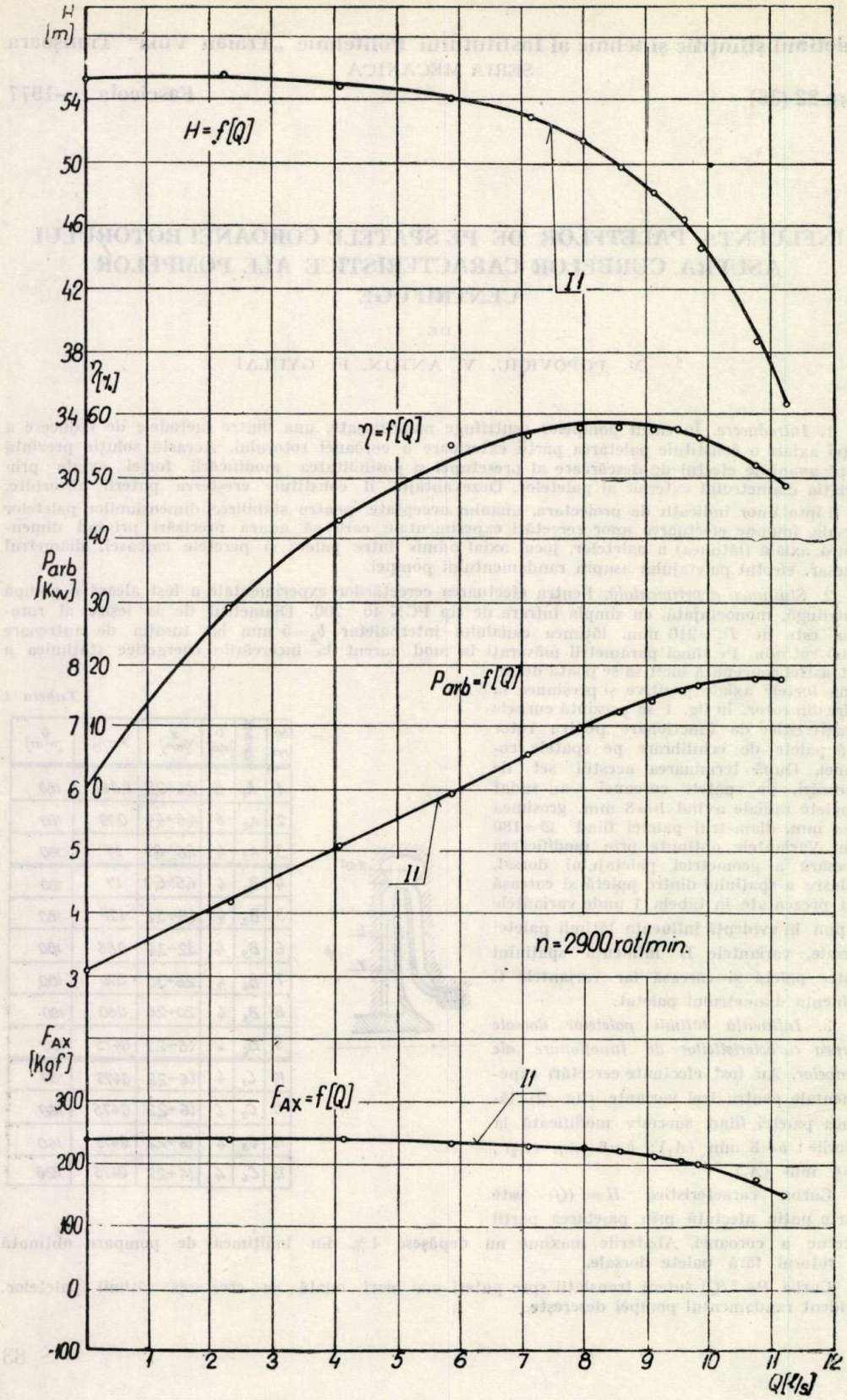

H [m]
H=f[Q]
II
η [%]
η=f[Q]
P arb [Kw]
P arb=f[Q]
II
n=2900 rot/min.
F AX [Kgf]
F AX=f[Q]
II
Q[l/s]

Fig. 1

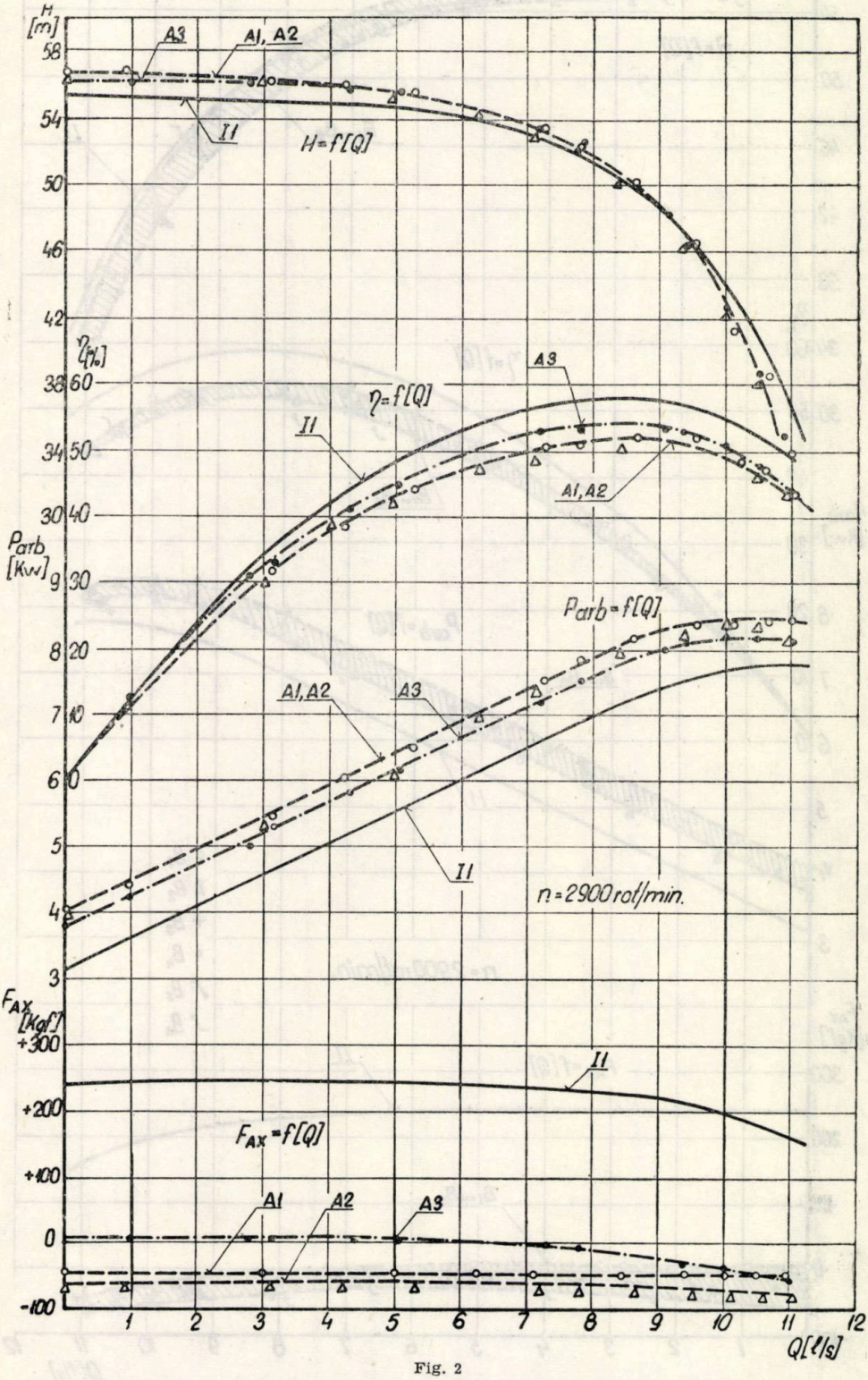

H [m]
A3
A1, A2
II
H=f[Q]
η [%]
η=f[Q]
A3
II
A1, A2
Parb [Kw]
Parb=f[Q]
A1, A2
A3
II
n=2900 rot/min.
FAX [Kgf]
II
FAX=f[Q]
A1
A2
A3
Q[l/s]

Fig. 2

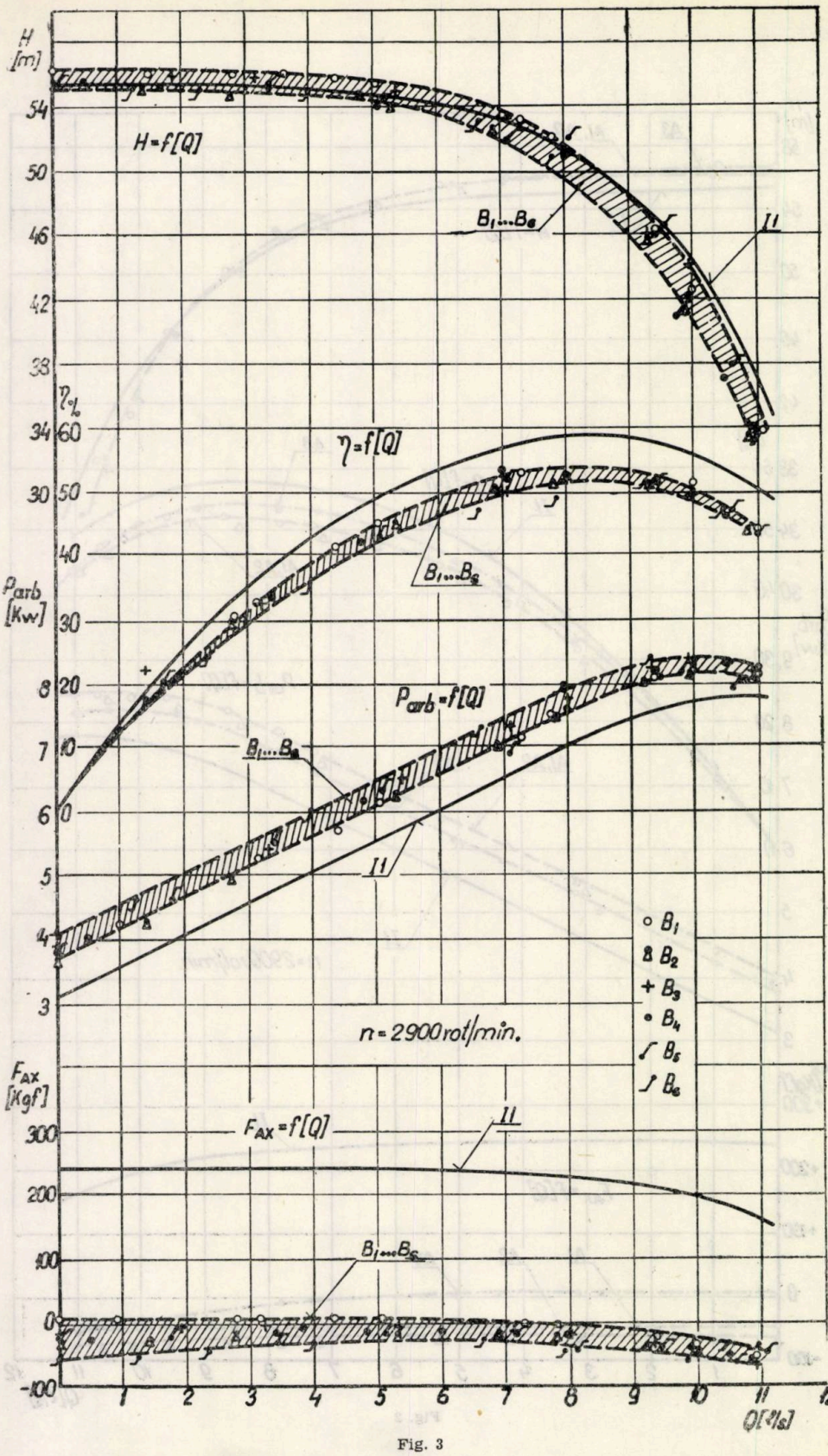

H [m]
H=f[Q]
B1...B6
II
ηt
η=f[Q]
B1...B6
Parb [Kw]
Parb=f[Q]
B1...B6
II
B1
B2
B3
B4
B5
B6
n=2900 rot/min.
FAX [Kgf]
FAX=f[Q]
II
B1...B6
Q[l/s]

Fig. 3

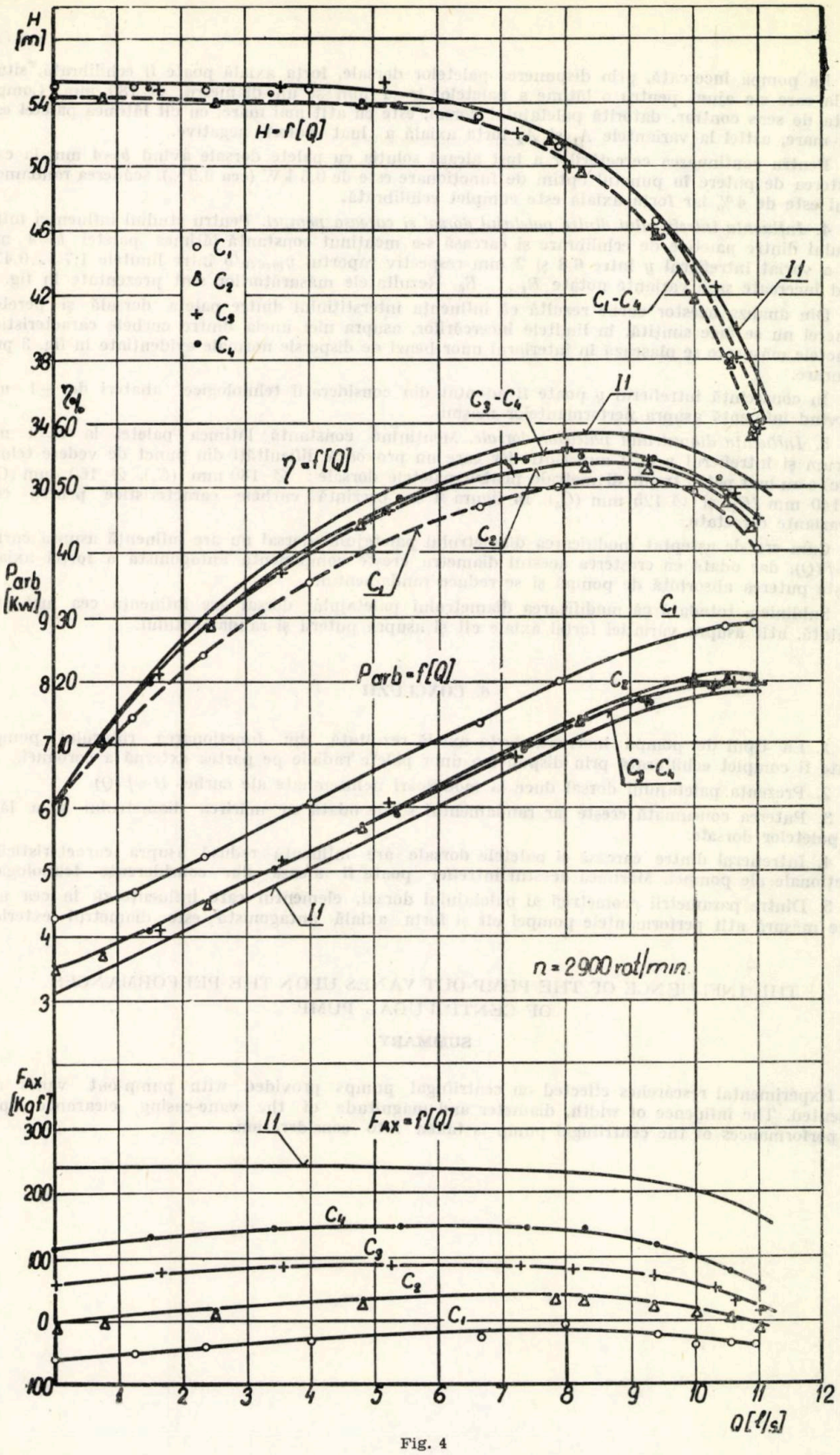

H [m]
H = f[Q]
○ C1
Δ C2
+ C3
• C4
C1-C4
II
η %
η = f[Q]
C3-C4
C2
C1
Parb [Kw]
Parb = f[Q]
n = 2900 rot/min
FAX [Kgf]
FAX = f[Q]
Q [l/s]

Fig. 4

La pompa încercată, prin dispunerea paletelor dorsale, forța axială poate fi echilibrată, situație la care s-a ajuns pentru o lățime a paletelor b=4 mm și un diametru Ø 180 mm. Componenta de sens contrar, datorită paletajului dorsal, este cu atît mai mare, cu cît lățimea paletei este mai mare, astfel la variantele A_1 și A_2 forța axială a luat valori negative.

Pentru continuarea cercetărilor a fost aleasă soluția cu palete dorsale avînd $b=4$ mm la care creșterea de putere în punctul optim de funcționare este de 0,6 kW (cca 9,5%), scăderea randamentului este de 4% iar forța axială este complet echilibrată.

4. *Influența întrefierului dintre paletajul dorsal și carcasa pompei.* Pentru studiul influenței întrefierului dintre paietele de echilibrare și carcasă s-a menținut constantă lățimea paletei $b=4$ mm și s-a variat întrefierul y între 6,8 și 2 mm respectiv raportul y_{mediu}/b între limitele 1,7 ...0,475, fiind încercate șase variante notate B_1 ... B_6. Rezultatele măsurătorilor sînt prezentate în fig. 3.

Din analiza acestor curbe rezultă că influența interstițiului dintre paleta dorsală și peretele camerei nu se face simțită, în limitele încercărilor, asupra nici uneia dintre curbele caracteristice. Punctele măsurate se plasează în interiorul unor benzi de dispersie normale evidențiate în fig. 3 prin haşurare.

În consecință întrefierul y poate fi adoptat din considerații tehnologice, abateri de ± 1 mm neavînd influență asupra performanțelor mașinii.

5. *Influența diametrului paletelor dorsale.* Menținînd constantă lățimea paletei la $b=4$ mm precum și întrefierul y la 2 mm (întrefier care nu provoacă dificultăți din punct de vedere tehnologic) s-au luat patru trepte diametrale pentru paletele dorsale : Ø 180 mm (C_1), Ø 160 mm (C_2), Ø 140 mm (C_3) și Ø 125 mm (C_4). În figura 4 se prezintă curbele caracteristice pentru cele 4 variante cercetate.

Cum era de așteptat modificarea diametrului paletajului dorsal nu are influență asupra curbei $H=f(Q)$, dar odată cu creșterea acestui diametru crește componenta antagonistă a forței axiale, crește puterea absorbită de pompă și se reduce randamentul.

Subliniem totodată că modificarea diametrului paletajului dorsal are influența cea mai pronunțată, atît asupra variației forței axiale cît și asupra puterii și randamentului.

6. CONCLUZII

1. La tipul de pompă încercat, forța axială rezultată din funcționarea rotorului pompei poate fi complet echilibrată prin dispunerea unor palete radiale pe partea externă a coroanei.

2. Prezența paletajului dorsal duce la modificări neînsemnate ale curbei $H=f(Q)$.

3. Puterea consumată crește iar randamentul scade odată cu mărirea diametrului și a lățimii paletelor dorsale.

4. Intrefierul dintre carcasă și paletele dorsale are influență redusă asupra caracteristicilor funcționale ale pompei. Mărimea acestui întrefier poate fi aleasă din considerente tehnologice.

5. Dintre parametrii geometrici ai paletajului dorsal, elementul care influențează în cea mai mare măsură atît performanțele pompei cît și forța axială antagonistă este diametrul exterior.

THE INFLUENCE OF THE PUMP-OUT VANES UPON THE PERFORMANCES OF CENTRIFUGAL PUMP

SUMMARY

Experimental researches effected on centrifugal pumps provided with pump-out vanes are presented. The influence of width, diameter and magnitude of the vane-casing clearance upon the performances of the centrifugal pump is taken into consideration.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

WATERHAMMER IN HYDROENERGETICAL MODEL INSTALLATION

BY
M. BĂRGLĂZAN

INTRODUCTION

Unsteady motion of a liquid in a hydraulic system generates pressure waves and level oscillations. The pressure increase is called waterhammer and occurs in hydroenergetical installations and pump stations if the rate of flow is altered.

EXPERIMENTAL RIG

Testing facilities are given in Fig. 1. The hydroenergetical system is reproduced in the portion 3—4. One may remark the storage, the aduction pipe, the surge tank, the pressure conduit and the valve A — the latter is modelling the hydraulic turbine. The measurement apparatuses consist of a differential piezometer (10) for the rate of flow evaluation, a tachogenerator (9) which, toge-

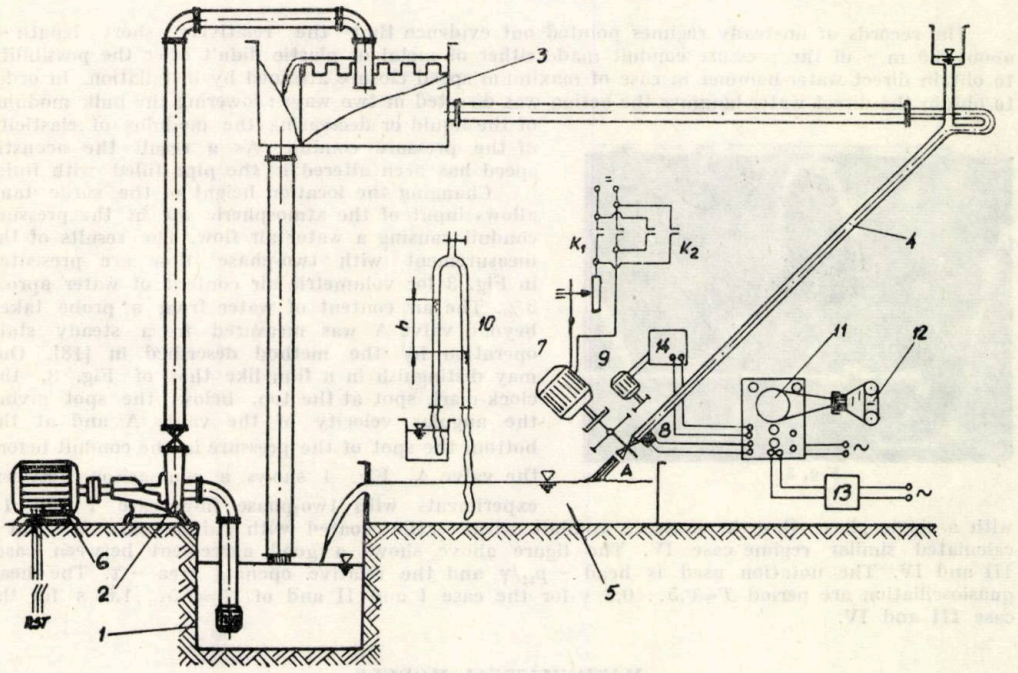


Fig. 1

ther with the amplifier (14) allows recording of the law of the valve closure to be made, and the inductive pressure transducer (8). In order to visualize the measured quantities a multichannel oscilloscope (11) has been used and for the registration of the spots the installation was provided with a film camera (12). The control devices of the electric driver (7) determines the desired opening and closing of valve A.

The calculation and measurement of hydraulic longitudinal loss coefficient present slightly different values (as $\lambda_{th}=0{,}046$ and $\lambda_{exp}=0{,}0471$) while the hydraulic local loss coefficients show a remarkable discrepancy between the theoretical and experimental values. Further calculation have adopted the experimental values for ζ.

At the startup of the tests the dependence of the valve stroke on the area opened by the valve, the rate of flow versus the opening angle of the valve and the calibration curves of the pressure transducer have been established. Then the output signal of the oscilloscope has been determined for various speeds of valve opening or closing. The time was recorded by means of clock-mark. During the performances of the tests three different materials such as steel plastics and textile insertion coated with rubber were used for the pressure conduit. The complex bulk modulus of the pressure conduit filled with water was determined with a special apparatus built on purpose and presented in Fig. 2. The measurement installation consists of a pressure conduit portion made of the investigated material filled with a calibrated volume of water (1), a pressure transducer (2) a device (3) designed for the modification of volume (1) and an amplifier bridge with a reading board (4).

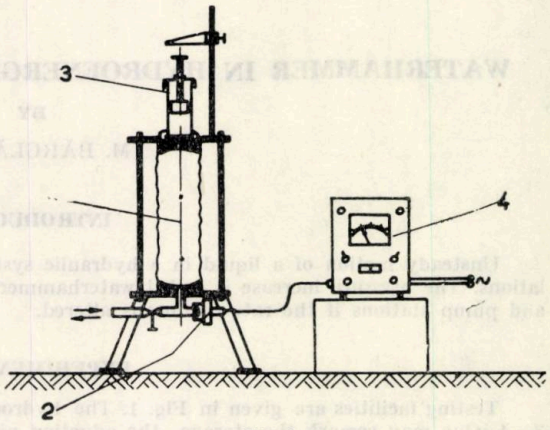


Fig. 2

RESULTS

The records of unsteady regimes pointed out evidence that the relatively short length — about 6,5 m — of the pressure conduit made either of metal or plastic didn't offer the possibility to obtain direct water-hammer in case of maximum speed closure attained by installation. In order to obtain the direct water-hammer the action was directed in two ways : lowering the bulk modulus of the liquid or decreasing the modulus of elasticity of the pressure conduit. As a result the acoustic speed has been altered in the pipe filled with fluid.

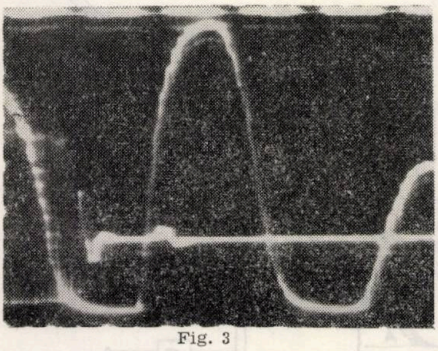


Fig. 3

Changing the location height of the surge tank allows input of the atmospheric air in the pressure conduit causing a water air flow. The results of the measurement with two-phase flow are presented in Fig. 3 for volumetric air content of water aprox. 3%. The air content of water from a probe taken beyond valve A was measured in a steady state operation by the method described in [18]. One may distinguish in a film like that of Fig. 3, the clock-mark spot at the top, below, the spot giving the angular velocity of the valve A and at the bottom the spot of the pressure in the conduit before the valve A. Fig. 4 shows a comparison between experiments with two-phase flow case I and II, with a single phase flow in pressure conduit with textile coated with rubber case III and a calculated similar regime case IV. The figure above shows a good agreement between cases III and IV. The notation used is head $-p_{II}/\gamma$ and the relative opening area $-\tau$. The head quasioscillation are period $T=0{,}5\ldots0{,}8$ s for the case I and II and of $T=1{,}5\ldots1{,}6$ s for the case III and IV.

MATHEMATICAL MODELS

Literature demonstrates that the theoretical approach of a two-phase flow in unsteady state implies a lot of difficulty. This paper provides simple models involving either single phase flow or influence of air in water on celerity. At first mass oscillation phenomena and elastic waves of pressure have been separately treated.

Various theoretical models proposed have been programmed in FORTRAN and calculated on electronic computer FELIX C-256. Level oscillations in the surge tank were determined in

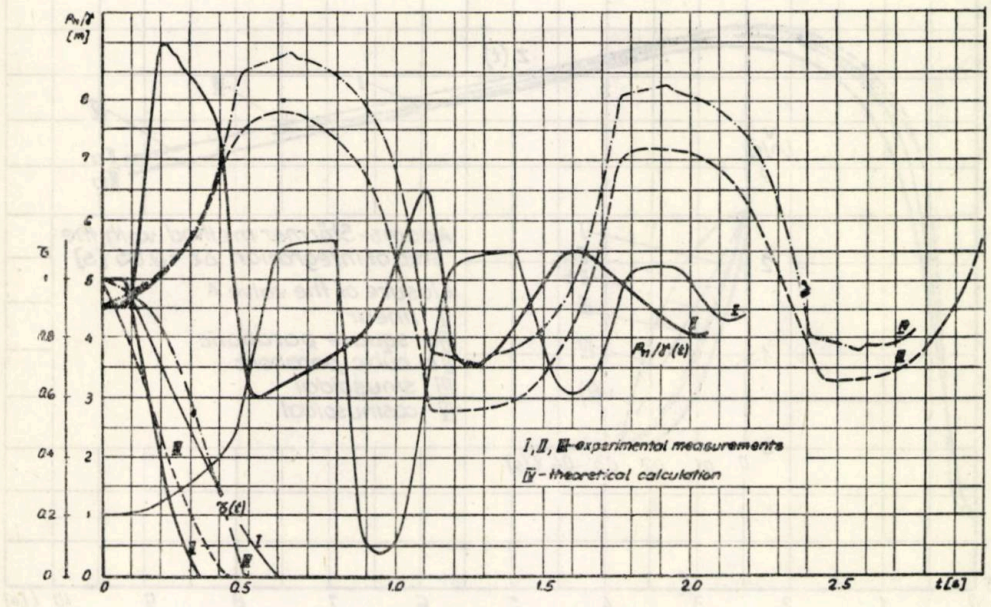

I, II, III-exprimental measurements
IV-theoretical calculation
t[s]

Fig. 4

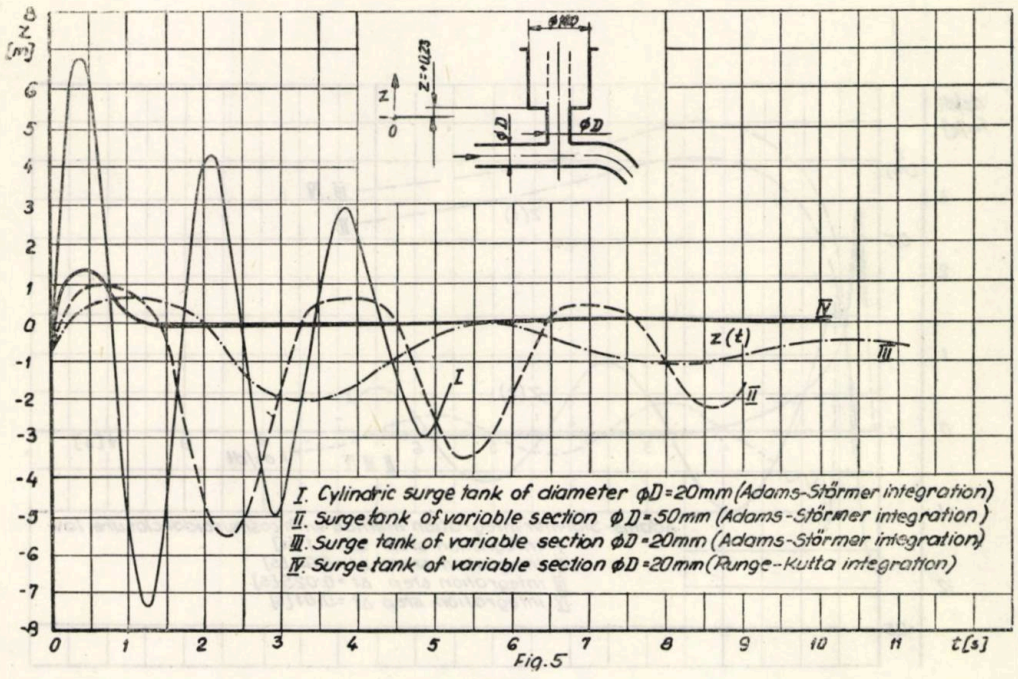

I. Cylindric surge tank of diameter φD=20mm (Adams-Störmer integration)
II. Surge tank of variable section φD=50mm (Adams-Störmer integration)
III. Surge tank of variable section φD=20mm (Adams-Störmer integration)
IV. Surge tank of variable section φD=20mm (Runge-Kutta integration)
z(t)
t[s]

Fig. 5

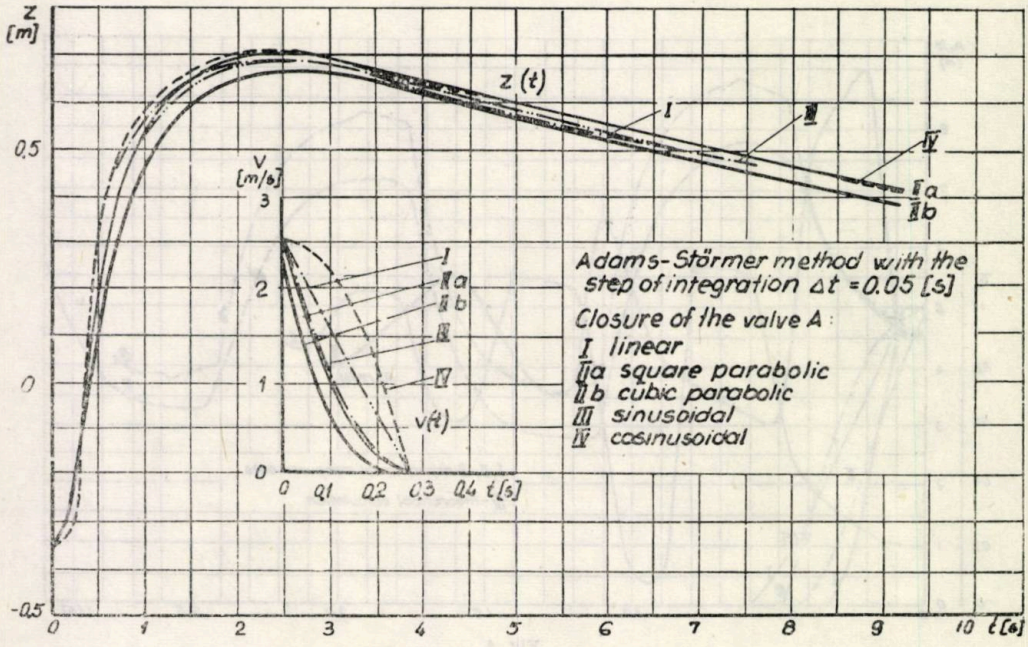

z [m]
z (t)
V [m/s]
v(t)
t [s]
Adams-Störmer method with the step of integration Δt = 0.05 [s]
Closure of the valve A:
I linear
II a square parabolic
II b cubic parabolic
III sinusoidal
IV cosinusoidal

Fig. 6

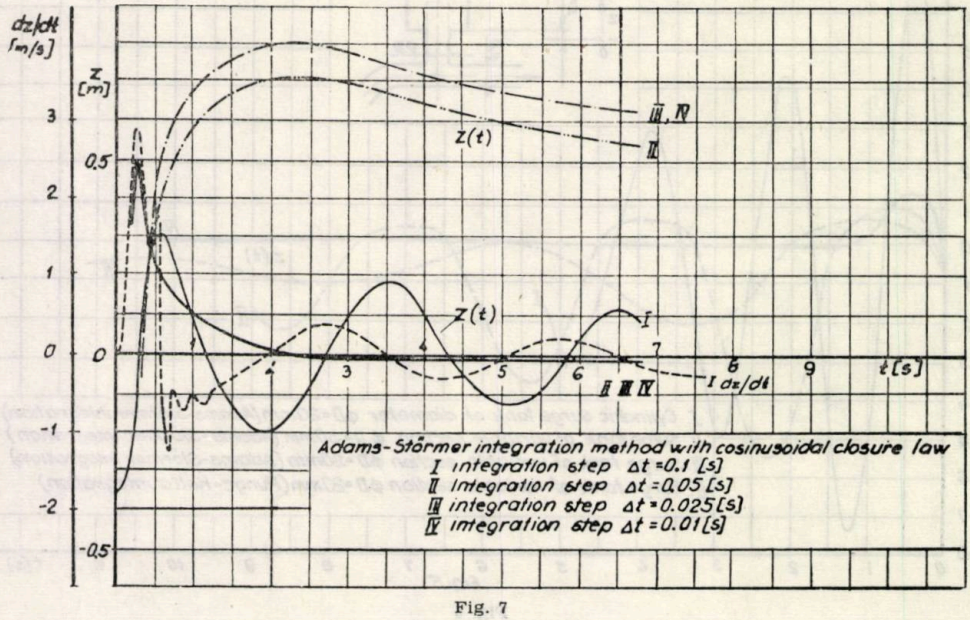

dz/dt [m/s]
z [m]
z(t)
I dz/dt
t [s]
Adams-Störmer integration method with cosinusoidal closure law
I integration step Δt = 0.1 [s]
II integration step Δt = 0.05 [s]
III integration step Δt = 0.025 [s]
IV integration step Δt = 0.01 [s]

Fig. 7

three different programs and also graphically checked up. Fig. 5 presents the above mentioned solution for various shapes of the surge tank as well as a comparison between the Adams-Störmer and Runge-Kutta integration methods. Fig. 6 gives the solution for various laws of closure. The influence of integration step on solution stability (convergency) and precision is shown in Fig. 7.

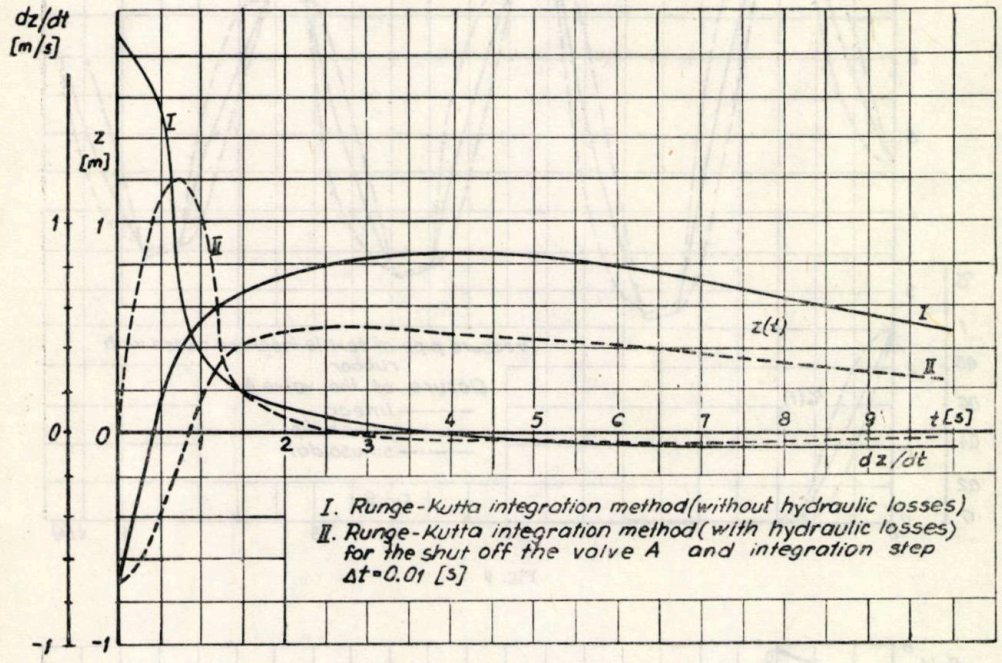


Fig. 8

The influence of hydraulic losses on calculations is given in fig. 8 FORTRAN programming takes into account ower-flow at the surge tank, two-phase flow in the pressure pipe as well as hydraulic losses depending on flow direction. The water-hammer in the pressure conduit was treated by the the method of characteristics. Fig. 9 and 10 present results assuming constant head. The computed results regarding variable head have been graphically presented in Fig. 11. Celerity in two-phase flow was calculated using the formula :

$$c = \sqrt{\frac{\frac{E_{aa}}{\rho}}{1 + \frac{E_{aa}}{E_p} \cdot \frac{D}{\delta}}} \tag{1}$$

and the bulk modulus for the two-phase flow is given after [10] by :

$$E_{aa} = \frac{E_a}{1 + \frac{\theta_0}{1+p} + \frac{\theta_0 E_a}{(1+p)^2}} \tag{2}$$

where : p — is the average pressure
θ — the volumetric air content of water
E_{aa} — the bulk modulus of water
E_p — the modulus of elasticity of the pipe

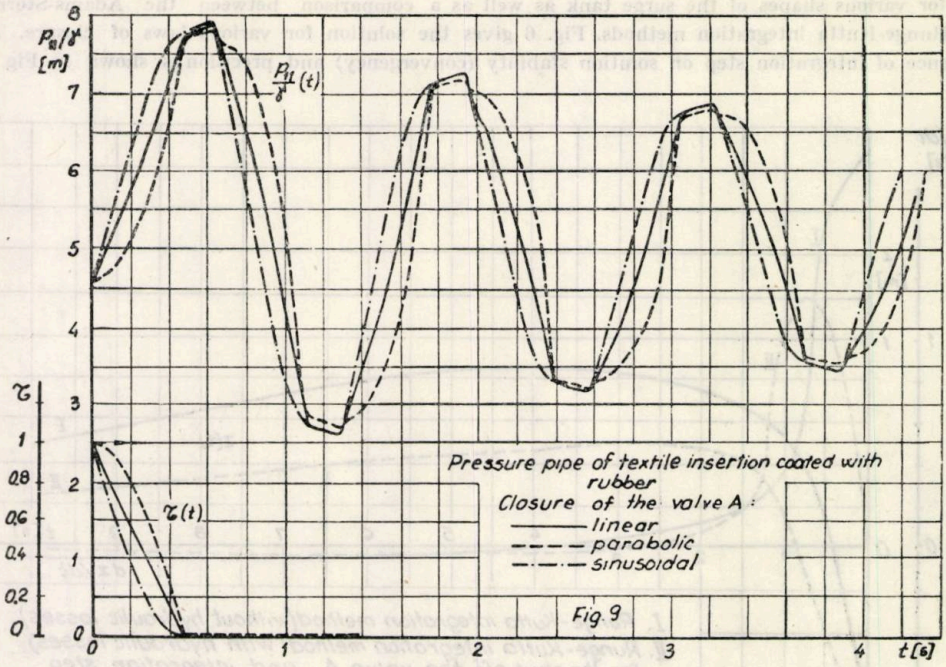

P_0/γ [m]
$\frac{P_{II}}{\gamma}(t)$
τ
$\tau(t)$
Pressure pipe of textile insertion coated with rubber
Closure of the valve A:
linear
parabolic
sinusoidal
Fig. 9
t[s]

Fig. 9

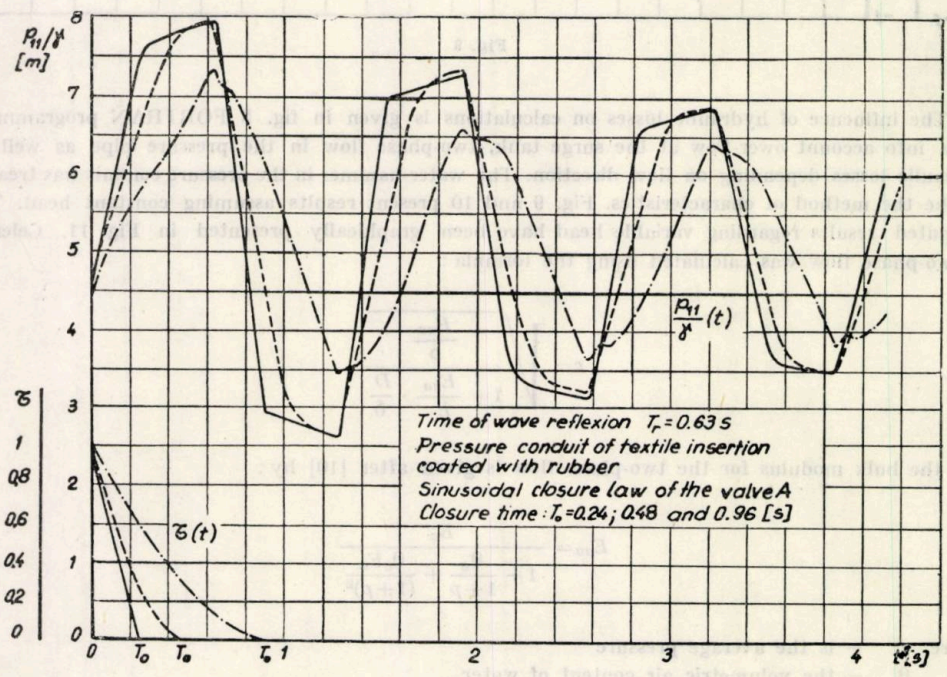
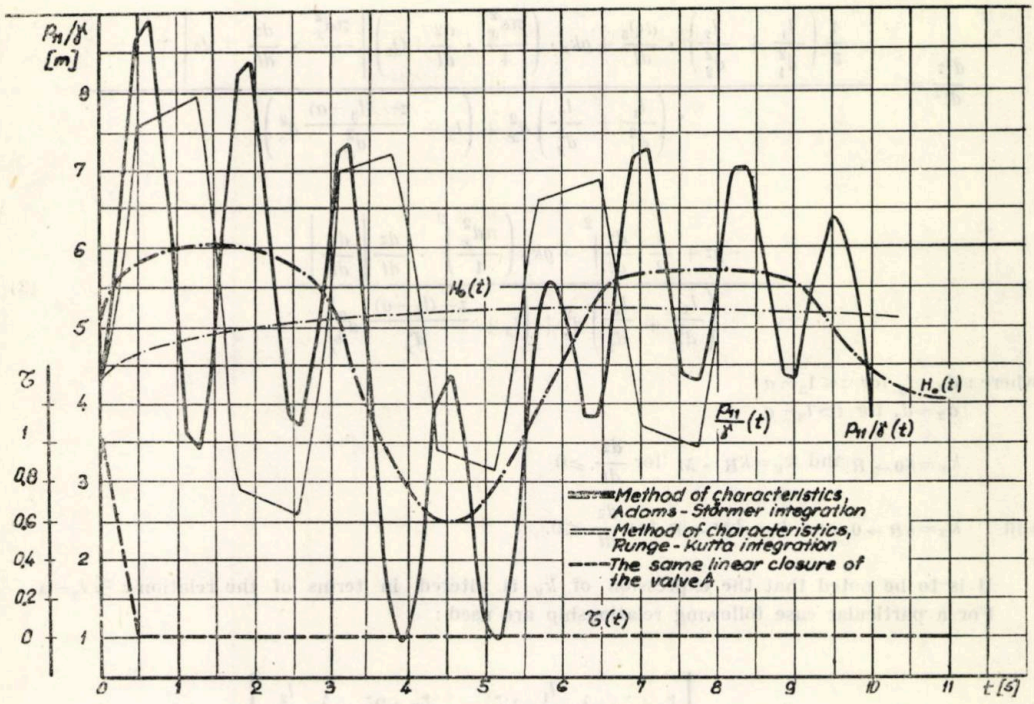
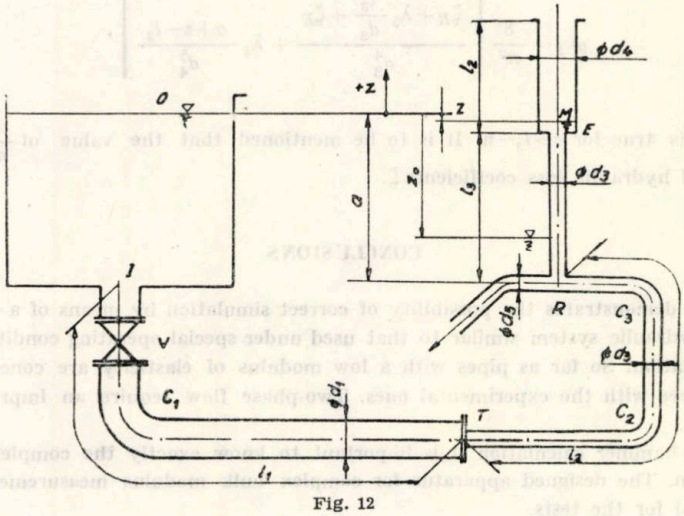

P_{II}/γ [m]
$\frac{P_{II}}{\gamma}(t)$
τ
$\tau(t)$
Time of wave reflexion $T_r = 0.63$ s
Pressure conduit of textile insertion coated with rubber
Sinusoidal closure law of the valve A
Closure time: $T_o = 0.24; 0.48$ and 0.96 [s]
T_o
t[s]

Fig. 10



p_{11}/γ [m]
τ
$H_0(t)$
$\frac{p_{11}}{\gamma}(t)$
$p_{11}/\gamma(t)$
$H_0(t)$
$\tau(t)$
Method of characteristics, Adams - Störmer integration
Method of characteristics, Runge - Kutta integration
The same linear closure of the valve A
t [s]

Fig. 11



O
+z
z
l_2
ϕd_4
M
E
ϕd_3
z_0
a
l_3
I
V
R
C_3
ϕd_5
ϕd_3
C_1
ϕd_1
T
C_2
l_1
l_2

Fig. 12

The level oscillation in the surge tank according to Fig. 12 was determined by the integration of the following expressions :

$$\frac{d^2z}{dt^2} = -\frac{\frac{4}{\pi}\left(\frac{l_1}{d_1^2}+\frac{l_2}{d_2^2}\right)\cdot\frac{dQ_5}{dt}+gk_x\cdot\left(\frac{\pi d_x^2}{4}\cdot\frac{dz}{dt}+Q_5\right)\left|\frac{\pi d_x^2}{4}\cdot\frac{dz}{dt}+Q_5\right|+}{\cdot\left(\frac{l_1}{d_1^2}+\frac{l_2}{d_2^2}\right)d_x^2+\left(l_3+\frac{z-(l_3-a)}{d_x^2}d_3^2\right)}$$

$$\frac{+gz+\frac{1}{2}\left(\frac{dz}{dt}\right)^2+gk_y\left(\frac{\pi d_x^2}{4}\right)^2\cdot\frac{dz}{dt}\left|\frac{dz}{dt}\right|}{\left(\frac{l_1}{d_1^2}+\frac{l_2}{d_2^2}\right)d_x^2+\left(l_3+\frac{z-(l_3-a)}{d_x^2}d_3^2\right)} \qquad (3)$$

where : $d_x = l_3$ for $z \leqslant l_3 - a$

$d_x = d_4$ for $z > l_3 - a$

$k_x = k_{0\to R}$ and $k_y = k_{R\to M}$ for $\frac{dz}{dt} \geqslant 0$

and $k_x = k_{R\to 0}$ and $k_y = k_{M\to R}$ for $\frac{dz}{dt} < 0$.

It is to be noted that the expression of k_y is altered in terms of the relation $z \lessgtr l_3 - a$. For a particular case following relationship are used :

$$gk_x = \frac{8}{\pi^2}\left[\frac{\zeta_I+\zeta_v+\lambda_1\frac{l_1}{d_1}+\zeta_{c1}}{d_1^4}+\frac{\zeta_T+2\zeta_c+\lambda_2\frac{l_2}{d_2}}{d_2^4}\right] \qquad (4)$$

$$gk_y = \frac{8}{\pi^2}\left[\frac{\zeta_R+\lambda_3\frac{l_3}{d_3}+\zeta_E}{d_3^4}+\lambda_4\frac{a+z-l_3}{d_4^5}\right], \qquad (5)$$

Relation (5) is true for $z > l_3 - a$. It is to be mentioned that the value of $\frac{dz}{dt} \lessgtr 0$, implies changing all local hydraulic loss coefficients ζ.

CONCLUSIONS

1. The work demonstrates the possibility of correct simulation by means of a computer of the operation of a hydraulic system similar to that used under special operating conditions in a hydroenergetical installation. So far as pipes with a low modulus of elasticity are concerned the theoretical results agree with the experimental ones. Two-phase flow require an improvement of the theoretical model.

2. For water-hammer calculation it is important to know exactly the complex bulk modulus of the installation. The designed apparatus for complex bulk modulus measurements was proved to be a good tool for the tests.

3. For modeling direct water-hammer in a laboratory installation the experimental rig must be provided with either very fast working closing devices and recording apparatus, or with the possibility of lowering the complex bulk modulus of the installation.

4. A remarkable interaction occuring between water-hammer in the pressure conduit and level oscillation in the surge tank for rubber coated textile insertion pipe has been observed.

5. Both the theoretical and experimental influences of various parameters on the hydraulic transients in a given hydraulic system have proved themselves to be important.

REFERENCES

1. C. Mateescu: Ed. Tehnică, 1963, Bucureşti
2. I. Noordzij: Symp. IUTAM, 1973, Leningrad
3. D. Arsenie: Teză de doctorat, IPTV Timişoara, 1974
4. D. J. Wood, S. E. Jones : Journ. Hyd. Div. Proc. ASCE XI—1/1973
5. V. L. Streeter, E. B. Wylle: Journ. Hyd. Div. Proc. ASCE nr. 5/1973
6. L. Dresner: J. Appl. Phys. vol. 44 nr. 2/1973
7. M. Barglazan: Bul. IPTV Timişoara ser. Mec. Fasc. 1/1974
8. P. G. Chiselev: E. S. Bucureşti, 1973
9. M. Popescu: Studii de hidr. XII, ISCM, Bucureşti, 1969, 1970
10. G. I. Krivcenko: Energhia, Moskova, 1975
11. A. Maruta: Hidrotehnica nr. 12/1960, Bucureşti
12. Husain Khan: Laussanne, Dunod, 1966
13. D. Cioc: Editura did. şi ped. 1975, Bucureşti
14. L. Collatz: Springer, Berlin, 1966
15. M. G. Salvadore, M. L. Baron: Editura tehnică, Bucureşti, 1972
16. G. Hutarev: Springer, Berlin, 1965
17. R. Widmann: Symp. ASME, 1965, New York
18. I. Anton, M. Barglazan: Conf. de maş. hidr. Septembrie, 1964

MODELAREA LOVITURII DE BERBEC ÎN INSTALAŢII HIDROENERGETICE

REZUMAT

Lucrarea propune o comparaţie teoretico-experimentală a rezultatelor obţinute prin simularea pe calculator a funcţionării unor reţele hidroenergetice şi prin măsurătorile efectuate pe o instalaţie din Laboratorul de maşini hidraulice.

Problema este tratată teoretic ţinînd cont de pierderile hidraulice ce apar în reţea, de legea de închidere a vanei, şi de concomitenţa fenomenelor de lovitură de berbec în conducta forţată cu oscilaţiile de nivel din castelul de echilibru. Experimental s-a modificat legea de închidere a vanei, materialul conductei forţate (de la oţel, la masă plastică şi la cauciuc cu ţesătură textilă) şi s-au realizat condiţii de curgere în regim bifazic (apă-aer) nestaţionar pe conducta forţată.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

CONSIDERAŢII ASUPRA POMPELOR CU ROTOR RETRAS UTILIZABILE ÎN INSTALAŢIILE DE EPUISMENT

DE
I. FITERO, F. GYULAI

1. **Introducere.** Instalaţiile de epuisment vehiculează lichide bogate în suspensii, amestecuri nisipoase, şlamuri abrazive, material fibros, ape reziduale, etc. În acest scop sînt utilizate azi o mare diversitate de pompe, principalul lor neajuns fiind pericolul permanent de înfundare.

Considerăm că problema s-ar putea rezolva favorabil prin introducerea în instalaţiile de epuisment a pompelor cu rotor retras.

2. **Modul de funcţionare.** Pompele cu rotor retras folosesc ideea unei treceri libere a lichidului prin carcasă. În principiu o astfel de pompă se compune dintr-o carcasă inelară sau spirală şi un rotor retras din curentul principal, avînd rolul de a întreţine un vîrtej în cameră, vîrtej ce constituie de fapt sediul transferului de energie.

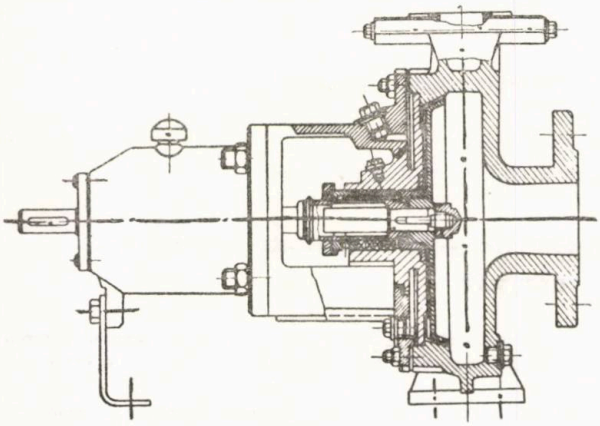


Fig. 1

După Egger [1] rotorul joacă rolul unui cuplaj hidraulic între motorul de antrenare şi vîrtejul din cameră, în timp ce Rütschi [2] consideră că face oficiul unui rotor deschis cu joc axial mare. Cercetările pentru elucidarea complexelor fenomene hidrodinamice din aceste pompe sînt în plină desfăşurare [3] [4]. Mecanismul transferului de energe în vîrtejul principal şi în mişcările secundare ce însoţesc acest vîrtej reclamă noi studii teoretice şi experimentale.

În cele ce urmează se prezintă unele rezultate obţinute în laboratorul de maşini hidraulice cu privire la influenţa geometriei rotorului asupra performanţelor energetice ale acestor pompe.

3. **Prezentarea variantelor experimentale.** Cercetările de laborator s-au făcut pe mai multe tipodimensiuni de pompe cu rotor retras din familia PCNS [5], urmărindu-se în principal stabilirea prototipurilor în vederea trecerii la fabricaţia de serie la I.U.C. Făgăraş. Aspectul general al pompei PCNS este prezentat în Fig. 1, Fiecare tip de pompă a fost realizată în mai multe variante constructive.

4.1. **Influenţa formei rotorului.** Pentru urmărirea influenţei formei constructive a rotorului asupra performanţelor energetice s-a echipat carcasa fiecărei pompe, pe rînd, cu patru variante de rotoare caracterizate prin simbolurile: $E-J$, $E-D$, $BW-J$ şi $BW-D$. Variantele E şi BW diferă între ele prin forma constructivă a zonei de intrare în rotor, iar variantele J (închis) şi D (deschis) prin existenţa, respectiv lipsa peretelui inelar în zona de ieşire a rotorului (fig. 2).

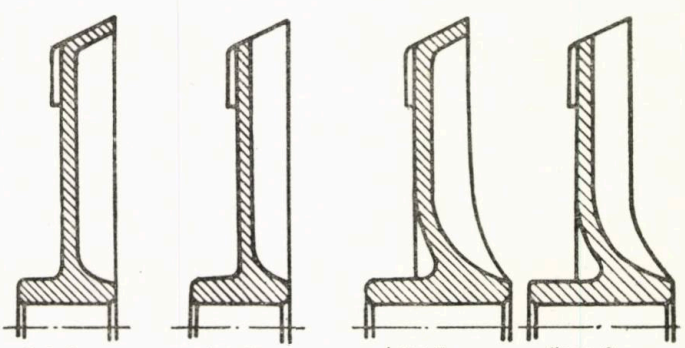


Fig. 2

Încercările experimentale au stabilit că atît înălțimile de pompare cît și randamentele sînt mai bune în cazul variantelor deschise. Pentru exemplificare se prezintă tabelar rezultatele obținute la pompa PCNS 32-200 :

Tabel nr. 1

Tipul rotorului	Q (l/s)	0	6	10	12	14
E—J 8	H (m)	52,5	47,5	45,7	44,3	42,0
	η (%)	0	36,5	43,1	45,0	45,0
E—D 8	H (m)	60,3	55,6	54,4	53,1	51,3
	η (%)	0	36,4	45,0	46,8	47,6
BW—J 8	H (m)	50,4	45,7	43,6	42,0	39,7
	η (%)	0	37,5	44,6	45,6	45,1
BW—D 8	H (m)	60,0	55,3	54,1	52,7	50,8
	η (%)	0	34,8	43,7	46,0	46,6

În ceea ce privește variantele *F* și *BW*, din punct de vedere hidraulic, nu s-a putu face o departajare netă, astfel că s-a optat pentru soluția *E* numai din considerente tehnologice.

De asemenea s-a constatat, că indiferent de forma constructivă a rotorului, poziția randamentului maxim corespunde aproximativ aceluiași debit, pentru un tip dat de pompă.

4.2. **Influența numărului de palete.** Fiecare variantă de rotor a fost prevăzută cu 8, 10 și 12 palete radiale, în concordanță cu concluziile lucrării [1].

Încercările efectuate în laboratorul de mașini hidraulice au demonstrat că performanțele energetice ale pompelor PCNS cresc ușor cu mărirea numărului de palete, varianta corespunzătoare lui $z=12$ fiind cea mai favorabilă (fig. 3).

4.3. **Influența lățimii paletelor.** Tipodimensiunea PCNS 40—200 a fost echipată cu un rotor special avînd lățimea inițială a paletajului $b=43$ mm. Prin strunjiri frontale succesive lățimea paletelor s-a modificat după cum urmează : $b=38$, 33, 28, 23, 19, 15 și 11 mm. Rezultatele încercărilor efectuate pe toate aceste variante sînt prezentate sintetic în graficul 4.

Din analiza acestor curbe a rezultat că înălțimea de pompare și randamentul au crescut odată cu raportul $\delta=\frac{b}{B}$ ($B=40$ mm lățimea camerei spirale) pînă la valoarea 0,825, după care mărimile respective au rămas practic constante. Întrucît curbele $H=f(Q)$ corespunzătoare lui $\delta=0{,}700$; 0,825 ; 0,950 și 1,075 prezintă zone de nestabilitate, s-a considerat ca valoare optimă pentru lățimea paletelor cea rezultată din raportul $\delta=0{,}575$.

4.4. **Influența unghiurilor β_1 și β_2.** Pentru unul din rotoarele pompelor PCNS 32-200 s-au modificat paletele în zona de intrare, astfel încît $\beta_1=30^0$. S-a căutat prin aceasta să se obțină informații privind efectul mișcărilor secundare din canalele rotorice asupra curbelor caracteristice.

Rezultatele măsurătorilor arată că prin modificarea unghiului de intrare β_1 performanțele pompei s-au îmbunătățit (fig. 5).

Modificînd simultan atît unghiul β_1 cît și β_2, prin adoptarea unui rotor similar cu al pompelor centrifuge clasice, s-a constatat o scădere exagerată a înălțimii de pompare și a randamentului (fig. 6).

Astfel randamentul maxim a scăzut de la 48 % la 35 %, iar vîrful de randament s-a deplasat înspre debitele mici (de la $Q=13$ l/s la $Q=8$ l/s).

Cele de mai sus învederează faptul că la pompele cu rotor retras, spre deosebire de pompele centrifuge clasice, apare o creștere a înălțimii de pompare prin transferul repetat de impuls dat de rotor. Realizarea celor mai bune condiții de transfer de energie este asigurată de rotoarele cu palete radiale.

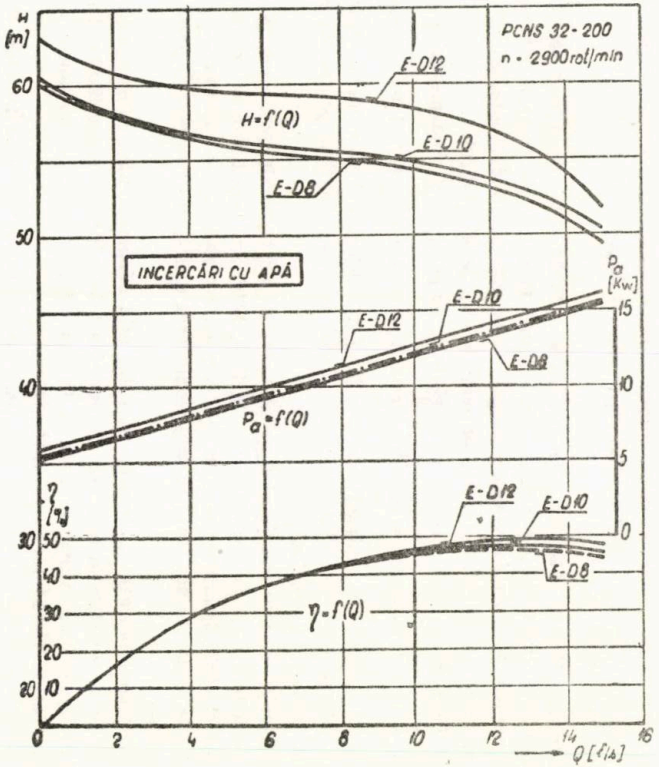

H [m]
PCNS 32-200
n = 2900 rot/min
E-D12
H=f(Q)
E-D10
E-D8
INCERCĂRI CU APĂ
Pa [Kw]
E-D10
E-D12
E-D8
Pa=f(Q)
η [%]
E-D12
E-D10
E-D8
η=f(Q)
Q [l/s]

Fig. 3

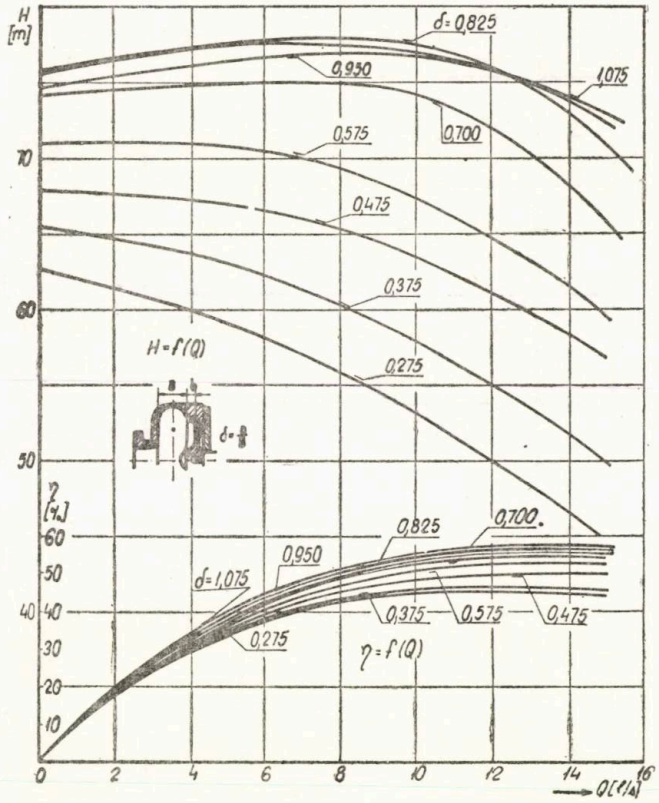

H [m]
d=0,825
0,950
1,075
0,575
0,700
0,475
0,375
H=f(Q)
0,275
d=
η [%]
0,825
0,700
0,950
d=1,075
0,375
0,575
0,475
0,275
η=f(Q)
Q [l/s]

Fig. 4

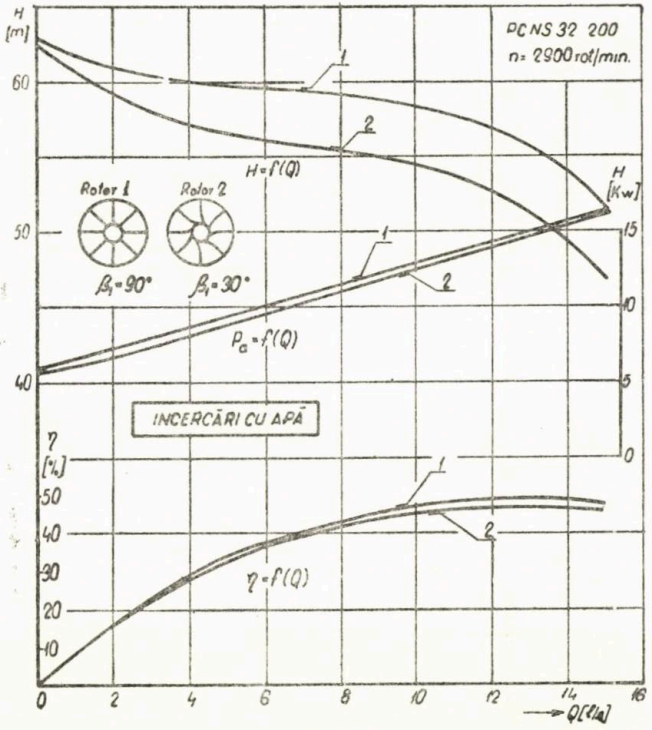

H [m]
PCNS 32 200
n= 2900 rot/min.
H=f(Q)
Rotor 1
Rotor 2
β1=90°
β1=30°
H [Kw]
Pa=f(Q)
INCERCĂRI CU APĂ
η [%]
η=f(Q)
Q[l/s]

Fig. 5

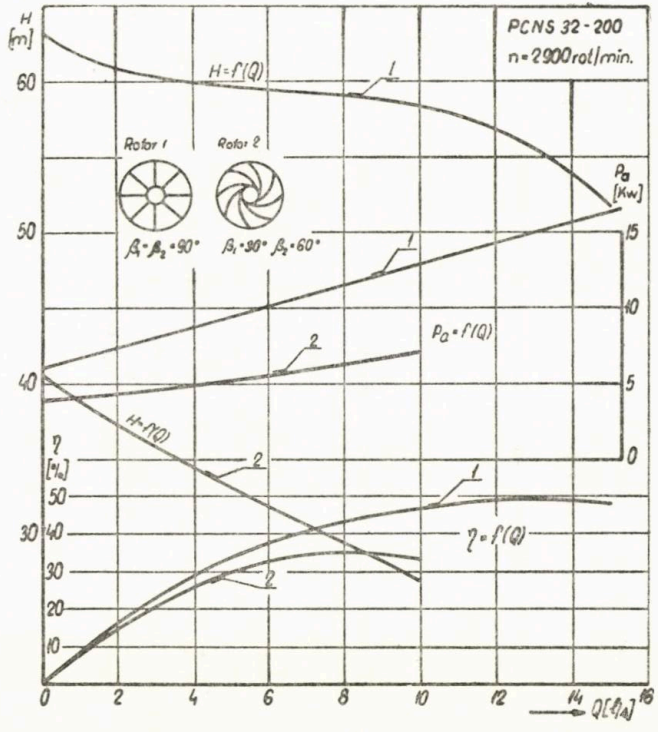

H [m]
PCNS 32 - 200
n=2900 rot/min.
H=f(Q)
Rotor 1
Rotor 2
β1=β2=90°
β1=30° β2=60°
Pa [Kw]
Pa=f(Q)
η [%]
η=f(Q)
Q[l/s]

Fig. 6

5. **Concluzii.** În urma investigaţiilor efectuate asupra pompelor cu rotor retras din familia PCNS. au rezultat următoarele :

— Pompele PCNS realizează înălţimi de pompare şi randamente la nivelul celor oferite de firmele străine.

— Forma constructivă a rotorului influenţează performanţele energetice ale acestor pompe, cele mai bune caracteristici fiind realizate de varianta E—D.

— Numărul optim de palete rotorice stabilit prin încercări cu apa convenţional curată a fost $z=12$.

— Transferul maxim de energie de la rotor la lichidul vehiculat este asigurat de paletajul radial.

BIBLIOGRAFIE

1. F. Egger: Einsatz von TURO-Pumpen in der Industrie mit spezieller Berücksichtigung des Finsatzes für Stark schleissende Fördergüter Pumpen und Verdichter — Internationale Symposium, Leipzig, 1962.
2. K. Rütschi: Die Arbeitsweise von Freistrompumpen. Schweizerische Bauzeitung, Zürich, 1968.
3. G. Grabow: Effect of the Shape of Blades on the Characteristics in the Partial Load Area of Peripheral Regenerative Pumps, Hydrodynamic Fluid Couplings and Vortex Pumps. 4-th Conference on Fluid Machinery, Budapest, 1972.
4. G. Grabow: Comparison of Several Theories of the Mechanisms of Flow in peripheral Regenerative Pumps. 4-th Conference on Fluid Machinery, Budapest, 1972.
5. F. Gyulai, I. Fitero: Încercări energetice şi cavitaţionale ale prototipurilor experimentale pentru pompele PCNS. Cercetări executate pe bază de contract pentru Întreprinderea de utilaj chimic din Făgăraş, în intervalul 1971—1975.

CONSIDERATIONS SUR LES POMPES AYANT LE ROUE RETRAITE UTILISABLES DANS LES INSTALLATIONS DÉPUISEMENT

RÉSUMÉ

Au lieu des pompes classiques utilisées à présent dans les installations d'epuisement on propose des nouveaux types PCNS, ayant la roue retraite.

Par des études systematiques de laboratoire on analyse l'influence de la forme ét de la géometrie du rotor sur les performances energetiques.

Les résultats obtenues sont utiles pour les constructeurs des machines hydrauliques.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA MECANICĂ

Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

ANALIZA UNUI PULSATOR-HIDROPNEUMATIC

DE

M. BĂRGLĂZAN

În lucrare se realizează o analiză teoretică şi experimentală a funcţionării unui pulsator hidropneumatic dat. Studiul pulsatorului a stabilit schema sa principială şi ecuaţiile sale de funcţionare. S-a construit o staţiune de încercare şi s-a testat pulsatorul. Rezultatele teoretice şi experimentale se completează şi din comparaţia lor rezultă calităţile acestui element de automatizare şi domeniile sale de utilizare.

NOTAŢII UTILIZATE :

$\eta = \frac{\Delta x}{x_M}$ — deplasarea relativă a tijei servomotoarelor

$T_m^2 = \frac{m \cdot x_M}{A \cdot p_i}$ — timpul masic al pulsatorului

m — masa părţilor mobile a etajului de amplificare

$A = \frac{\pi}{4}(d_0^2 - d_1^2)$ — aria transversală a servomotorului Fig. 1

p_i ; p_{e1} ; p_{e2} — presiunea absolută a sursei i respectiv în punctele e_1 şi e_2.

$T_f = \frac{k \cdot x_M}{p_i \cdot A}$ — timpul de frecare vîscoasă al pulsatorului

k — coeficientul de frecare

$\delta = \frac{(k_1 + k_2)\ x_M}{p_i}$ — coeficientul de proporţionalitate al pulsatorului

b — amplificarea reacţiei SA

$F(\ldots)$ — funcţii de transfer

ζ — deplasarea SA

k_1, k_2 — constantele elastice ale membranei Sm şi respectiv ale legăturii între Sm şi SA.

$\lambda = \frac{\mu F_n}{p_i A}$ — coeficientul de frecare uscată al pulsatorului

μ — coeficientul de frecare

F_n — forţele normale pe suprafeţele solide în contact

$\Delta\pi = \frac{p_2}{p_i} - \frac{p_1}{p_i} = \pi_2 - \pi_1$ — diferenţa de presiune adimensionalizată

INTRODUCERE

Pulsatorul hidropneumatic are rolul de convertor analogic-digital într-un dispozitiv de automatizare. Funcţionarea sa este asemănătoare sistemelor discrete cu relee şi comutare bistabilă,

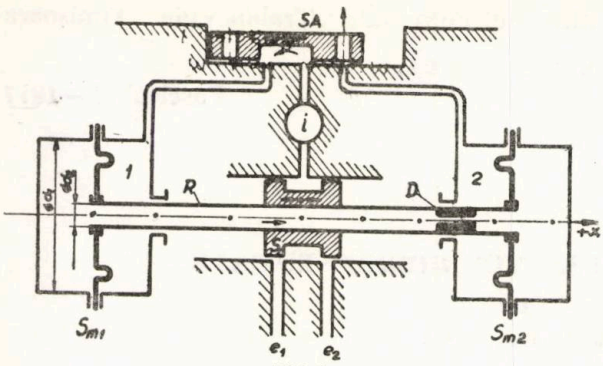


Fig. 1

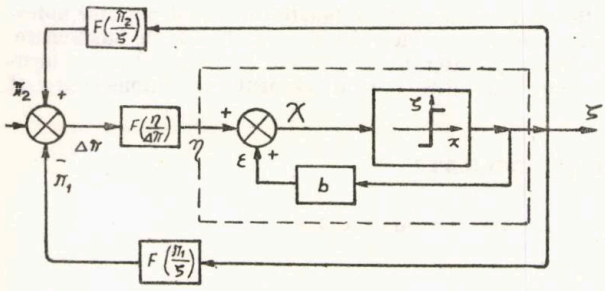


Fig. 2. Schema bloc a pulsatorului

Fig. 2

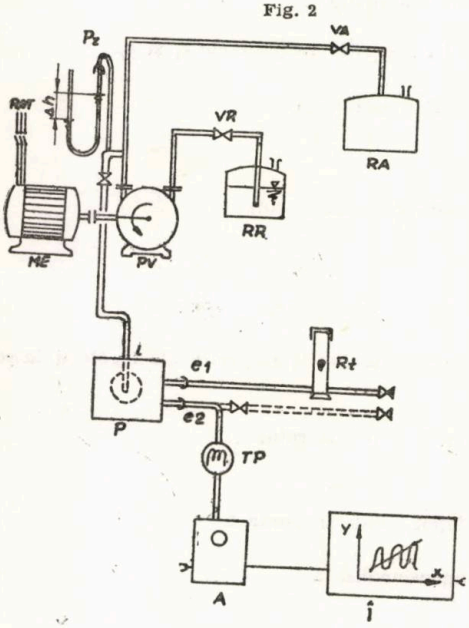


Fig. 3. Schema instalației experimentale

Fig. 3

DESCRIEREA PULSATORULUI

Pulsatorul hidropneumatic dat este redat în schema principială din fig. 1 și se propune o schemă bloc de structura celei din fig. 2.

Pulsatorul se compune dintr-un etaj de amplificare hidropneumatic (sertarul S + servomotoarele Sm) cu readucere rigidă R și amortizare vîscoasă (prin diuza D) la care se adaugă un sertar cu antrenament la cap de cursă SA. Funcționarea pulsatorului realizează convertirea depresiunii constante a gazului de la intrarea „i" în oscilații de presiune a gazului în ieșirile „e_1" și „e_2" de frecvență proporțională cu depresiunea din „i". Aceasta apare datorită faptului că „i" este în legătură prin SA cu Sm_1, conform Fig. 1. Spațiile exterioare membranelor servomotoarelor Sm_1, Sm_2 sînt umplute cu lichid ce comunică prin tija comună a servomotoarelor.

În funcție de diferența dintre presiunea atmosferică și cea din „i" forțele ce acționează asupra membranelor servomotoarelor pun în mișcare tija lor comună. Mișcarea este condiționată de dislocarea lichidului din interiorul servomotoarelor și este reglată de diuza D. Ajungînd tija servomotoarelor la un cap de cursă se comandă trecerea sertarului SA în poziție extremă opusă și mișcarea se reia în sens opus. Astfel se realizează o mișcare dute-vino la nivelul sertarelor.

INSTALAȚIA EXPERIMENTALĂ

Schema instalației experimentale din Laboratorul de cercetări mașini hidraulice concepută pentru încercarea pulsatorului este redată în Fig. 3. Aici se disting sistemu pentru realizarea depresiunii constante realizat dintr-o pompă de vid PV antrenată de motorul electric ME, conductele de racord cu vana de la aspirație VA și vana de la refulare VR cît și rezervoarele de la aspirație RA și refulare RR. Pulsatorului hidropneumatic P i se măsoară debitul de gaz ce îl parcurge, cu un rotametru cu masă R_t și presiunea gazului cu un piezometru cu Hg. Pentru înregistrarea fenomenelor dinamice de la ieșirea din pulsator s-a adăugat un traductor mecano-electric inductiv de presiune TP, o punte amplificatoare A și un trasator de diagrame I. Volumele atașate la ieșirea din pulsator s-au notat cu V_t (vezi Fig. 7).

REZULTATELE ÎNCERCĂRILOR

Variația presiunii în timp în volumele atașate la ieșirile „e_1" și „e_2" pentru o depresiune constantă la intrarea „i" este înregistrată în Fig. 4. S-a remarcat o influență a depresiunii de la intrare asupra performanțelor pulsatorului. Astfel perioada și frecvența de comutație sînt funcție de depre-

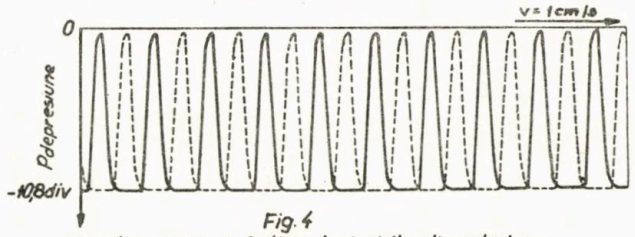


Fig. 4
Variația presiunii în timp la ieșirile din pulsator

Fig. 4

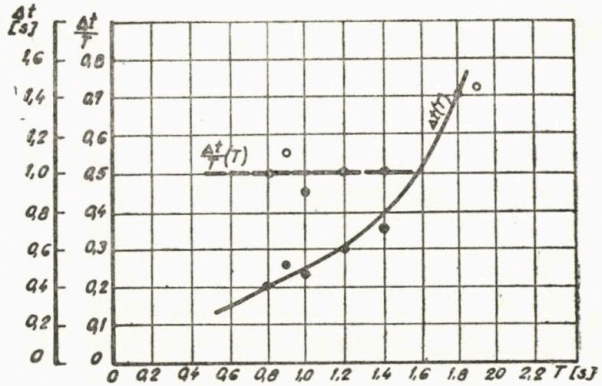


Fig. 6

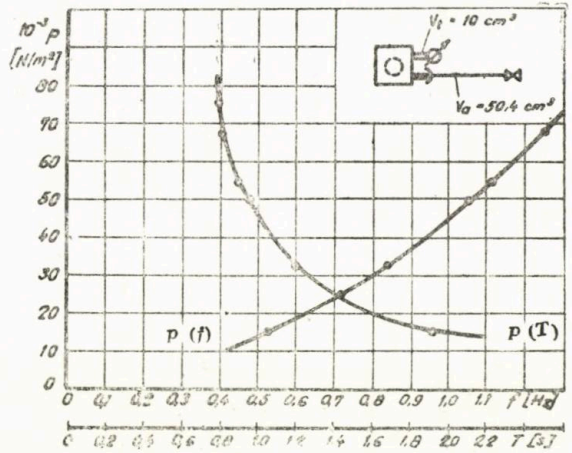


Fig. 5

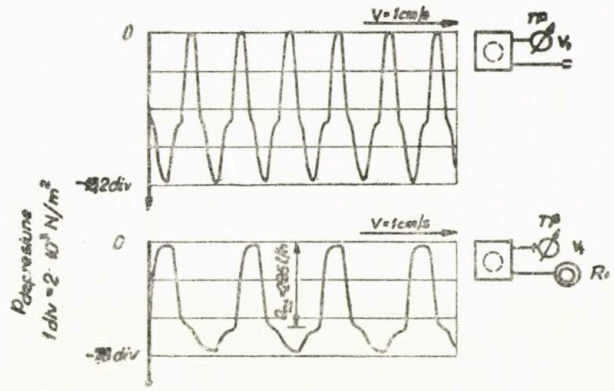


Fig. 7

siune Fig. 5. Cu aceste date s-a calculat durata depresiunii maxime în funcţie de perioadă în mărimi absolute şi relative Fig. 6.

În continuare s-a verificat simetria ciclurilor de pulsaţie a presiunii la cele două ieşiri din pulsator şi influenţa volumului ataşat la ieşirea din pulsator asupra performanţelor pulsatorului. Simetria sau asimetria volumelor ataşate la ieşirea din pulsator s-a dovedit a fi nesemnificativă pe cînd deschiderea spre atmosferă a unei ieşiri din pulsator modifică funcţionarea sa precum se observă în Fig. 7.

CONSIDERENTE TEORETICE

Mişcarea tijei servomotorului prezintă interes în studiul dinamicii pulsatorului. Ecuaţia de mişcare s-a stabilit cu următoarele ipoteze de calcul:

a — comutarea de către sertarul *SA* se face foarte rapid

b — timpul de egalizare a presiunii sursei „*i*" sau atmosferice cu camerele „e_1" şi „e_2" este infinit mic.

Ecuaţia de mişcare a tijei servomotorului este:

$$T_m^2 \ddot{\eta} + T_f \dot{\eta} + \delta\eta + \lambda = \Delta\pi$$

a cărei comportare la semnale dreptunghiulare este similară cu cele prezentate în [6].

REZULTATELE TEORETICE ŞI EXPERIMENTALE

Cu ajutorul ecuaţiei de mişcare a tijei şi adăugînd ecuaţia transferului de energie se obţine o viteză medie a tijei $\dot{x}=3{,}66$ mm/s.

Pe de altă parte din curbele ridicate experimental a rezultat $v_{med}=4{,}7$ mm/s. S-a remarcat o dependenţă a vitezei sertarului de sensul de mişcare. Astfel în sensul $+x$ s-a obţinut $v_+=4{,}42$ mm/s şi invers $v^-=5{,}39$ mm/s.

Diferenţele de viteză obţinute impun îmbogăţirea modelului teoretic şi verificarea experimentală la studierea pulsatoarelor hidropneumatice.

CONCLUZII

1. Lucrarea atestă necesitatea verificării experimentale a pulsatoarelor hidropneumatice şi indică modul cum se pot testa performanţele lor.

2. Frecvenţa de pulsaţie depinde de depresiunea de la intrare şi nu depinde de volumul ataşat. Valoarea presiunii maxime şi minime de la ieşire depinde însă de volumul ataşat.

3. Pe baza încercării s-au stabilit mărimile nominale $p_i = 0{,}5 \cdot 10\ N/m^2$ şi frecvenţa de comutare $f_0=1$ Hz.

4. Durata menţinerii presiunii atmosferice respectiv p_i în spaţiile „e_1" şi „e_2" se poate acorda prin geometria talerelor sertarului S.

BIBLIOGRAFIE:

1. D. Petcu: Ed. Tehnică Bucureşti, 1970
2. S. Florea, L. Dumitrache: Ed. did. şi ped. Bucureşti, 1967
3. S. Bajureanu: Ed. Tehnică, Bucureşti, 1967
4. T. M. Basta: Maşinostroenie, 1972
5. I. Martens: Olhidraulik u. Pneumatik, 1973
6. G. Bleisteiner: Springer, 1961, Berlin

HYDRO-PNEUMATIC PULSER ANALYSIS

SUMMARY

The article presents a theoretical and experimental study about the operation of a hydropneumatic pulser used in a milking installation. There are established the block diagram and the equation of this device and also it was built a testing loop. The comparison and completion between the theory and experiment gives an information of the dynamical qualities and the applying possibilities of the hydro-vacuumatic pulser.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

REZISTENŢA LA EROZIUNEA CAVITAŢIONALĂ A UNOR OŢELURI INDIGENE, INFLUENŢA TRATAMENTULUI TERMIC *

DE

A. F. KUZMAN, I. POTENCZ, M. TRUŞCULESCU, I. MITELEA

Introducere. Într-o lucrare anterioară [1], s-au prezentat rezultatele încercărilor magnetostrictive obţinute pe cîteva materiale indigene. Încercările au fost continuate pe un alt material cu utilizare în construcţia echipamentelor hidroenergetice : Oţel austenito-feritic cu aproximativ 18% Cr şi 3% Ni.

Studii experimentale şi rezultate : Studiile experimentale au fost efectuate, pe probe de tipul celor prezentate în fig. 1 care au fost supuse atacului cavitaţional în instalaţia magnetostrictivă prezentată anterior [1]. S-au ridicat curbele de pierdere gravimetrică şi de viteza eroziunii prezentate în fig. 2. Pentru a avea certitudine asupra evoluţiei probelor, atacul a fost prelungit pînă la minutul 150. Materialul a fost încercat atît în starea în care a rezultat din turnare cît şi după aplicarea unui tratament termic, de călire pentru punere în soluţie, în vederea comparării cu datele din literatură [2, 3]. Pentru obţinerea aceleiaşi structuri la probele mici de cavitaţie ca şi la piesele în mărime naturală, obişnuite la turbine hidraulice, s-a procedat în cadrul tratamentului termic la recalcularea timpilor de menţinere în funcţie de parametrii termici şi dimensionali ai probelor. Probele tratate, încercate ulterior la cavitaţie (curbele fig. 2) au fost supuse următorului regim de tratament : încălzire în cuptor electric cu viteza de 56 °C/h pînă la 650 °C ; menţinere timp de 10 minute, continuarea încălzirii cu viteza de 95 °C/h pînă la 1 050 °C, menţinerea timp de 30 minute, şi apoi răcirea în jet de apă. Încercările probelor în aparatul magnetostrictiv au scos în evidenţă următoarele : oţelul austenito-feritic studiat prezintă o rezistenţă foarte bună la eroziunea cavitaţională, ceea ce rezultă din comparaţia atît cu date din literatură cît şi cu materiale încer-

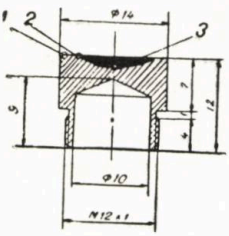


Fig. 1. Proba de material supusă eroziunii : *1* — zona neerodată; *2* — marginea zonei erodate; *3* — zona erodată.

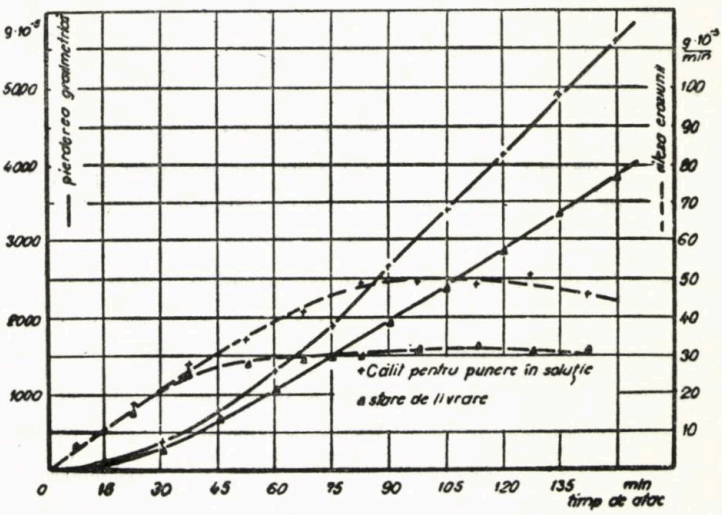


Fig. 2. Pierderea gravimetrică şi viteza eroziunii cavitaţională în funcţie de timpul de atac.

*) Lucrarea a fost prezentată în extenso la Sesiunea de comunicări tehnico-ştiinţifice ICPEH Reşiţa, dec. 1974. —

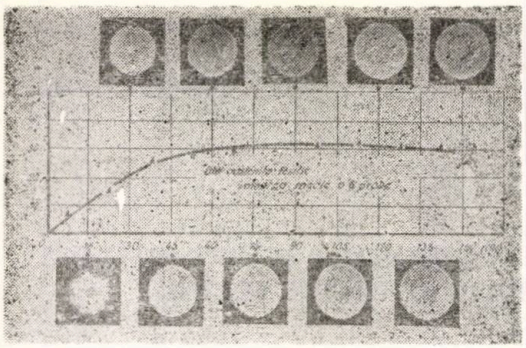


Fig. 3. Evoluţia vitezei eroziunii însoţită de aspectul probelor. Material în stare de livrare.

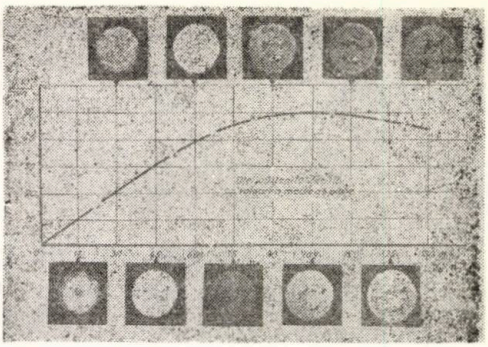


Fig. 4. Evoluţia vitezei eroziunii însoţită de aspectul probelor. Material tratat termic (călire de punere în soluţie).

Fig. 5. Aspectul macroscopic al zonei erodate, mărită de 100 ori : *A* — fisuri intercristaline; *B* — detaşări de grăunţi cristalini. Probă netratată.

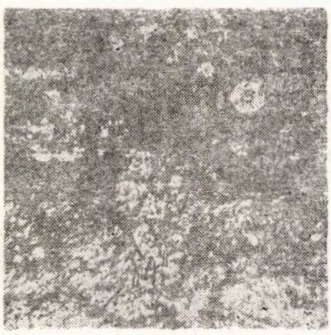


Fig. 6. Aspectul macroscopic al zonei erodate mărită de 100 ori : *A* — fisuri intercristaline; *B* — detaşări de grăunţi cristalini. Probă tratată termic.

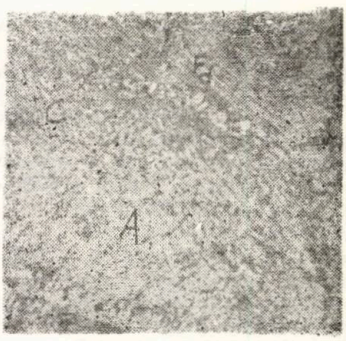


Fig. 7. Structura materialului probei netratate, mărită de 400 ori : *A* — austenită; *Fδ* — ferită δ. *C* — carburi complexe.

cate anterior de noi [1]. Tratamentul termic aplicat nu a dus la îmbunătăţirea calităţilor sale anticavitaţionale ci dimpotrivă le-a micşorat. Figurile 3 şi 4 prezintă evoluţia probelor în funcţie de timpul de atac. Se constată şi de aici distrugerea mai rapidă a materialului tratat faţă de cel netratat. Indicele rezistenţei relative după criteriul înclinaţiei curbei pierderilor gravimetrice [1], recalculat în funcţie de etalonul OT 50—3 este :

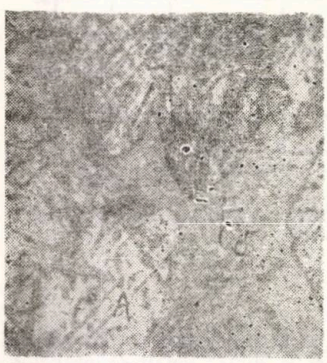


Fig. 8. Structura materialului probei tratate termic, mărită de 400 ori : *A* — austenită; *Fδ* — ferită δ: *C* — carburi complexe.

OT 50—3 (etalon)= =1 ;	Oţel austenito-feritic=1,77; călit pentru punere în soluţie.	Oţel austenito-feritic stare de livrare=2,82

Studii de structură. Macrostructura probelor : Analizînd suprafaţa probei în zona eroziunii (3, fig. 1) atît pentru proba netratată fig. 5 şi pentru cea supusă tratamentului termic fig. 6, se constată în ambele cazuri propagări de fisuri intercristaline (*A*) şi detaşări de grăunţi cristalini (*B*), ambele mai pronunţate la proba tratată termic.

Microstructura probelor : În fig. 7 se prezintă structura unei probe netratate. Se constată : Granulaţia corespunzătoare punctajului $N=4-5$ (STAS 5490-74) şi o structură formată din : austenită (*A*) ferită δ (*Fδ*) şi carburi complexe (*C*). Microstructura materialului tratat termic este prezentată în fig. 8. Se constată o granulaţie $N=3-4$ (STAS 5490-67) şi aceeaşi structură compusă din austenită (*A*), ferită δ (*Fδ*) şi carburi complexe (*C*). Se remarcă faptul că prin tratamentul termic aplicat a crescut granulaţia oţelului de la 128—256 la 65—128 grăunţi pe 0,5 mm². De asemeni a crescut cantitatea de ferită δ separată şi s-a micşorat cantitatea de carburi complexe de la limita grăunţilor. În figurile 9—14 se prezintă structura de la suprafaţa unei secţiuni longitudinale a probei în zonele 1, 2, 3 conform fig. 1, atît pentru materialul tratat termic

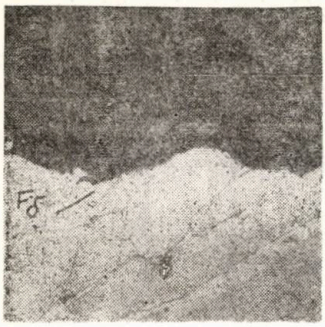


Fig. 9. Structura probei netratate, în secțiune longitudinală (zona 2 fig. 1) : F_δ — ferită δ. Mărire: M,O ×100.

Fig. 10. Structura probei netratată în sect. longitudinală (zona 3 fig. 1). Mărime M.O. ×400.

Fig. 11. Structura probei netratate într-o zonă neafectată de eroziune cavitațională: *A* — austenită; *Fδ* — ferită δ; *C* — carburi complexe. Mărire M.O ×400.

Fig. 12. Structura probei tratate termic. Sect. longitudinală (zona 2 fig. 1). Mărire M.O ×100

Fig. 13. Structura probei tratate termic. Sect. longitudinală (zona 3 fig. 1). Mărire M.O ×400.

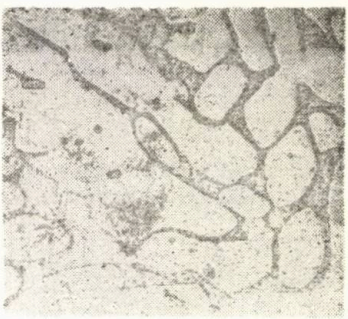


Fig. 14. Structura probei tratată termic. sect. longitudinală, zonă neafectată de eroziune cavitațională. Mărire M.O ×100.

cît și pentru cel netratat. Se constată în toate cazurile propagarea fisurilor pe faza feritică și smulgerea ulterioară a grăunților de austenită.

Concluzii : Încercarea magnetostrictivă arată că oțelul austenito-feritic studiat are o bună rezistență la eroziunea cavitațională. Tratamentul termic aplicat nu îmbunătățește materialul ci dimpotrivă reduce rezistența la cavitație. Explicația o oferă studiile de structură care arată că tratamentul aplicat conduce la creșterea conținutului de ferită, fază cu slabă rezistență la cavitație și expusă fisurării. Deasemeni creșterea granulației se reflectă negativ prin smulgerea unor grăunți mai mari și deci sporirea vitezei de eroziune. Cele de mai sus confirmă datele din literatură [2, 3] și de asemeni ipoteza existenței unei granulații optime [4] sub și peste care eroziunea este mai pronunțată.

BIBLIOGRAFIE

1. A. F. Kuzman, I. Potencz: „Rezistența la eroziunea cavitațională a unor oțeluri indigene." Bul. Șt. Tehn, IPTV--T (sub tipar).
2. I. M. Bogaciov, E. I. Mint: „O prințipe vîbora stalei dlia ghidroturbin" Energomașinostroenie 4/1962.
3. I. N. Bogaciov, R. I. Mint, I. G. Veksler: Cavitaționnaia stoicosti austenito-feritih stalei". Energomașinostroenie, 9/1963.
4. H. H. Pilz: „Über Werkstoffzerstörung bei Kavitation" Diss. T. H. Darmstadt, 1963.

Kavitationsfestigkeit einiger inländischer Stahle und Einfluβ der Wärmebehandlung.

ZUSAMMENFASSUNG

In der Arbeit wird über die Kavitationsfestigkeit eines nichtrostenden Stahles mit Austenit-Feritischem Gefüge berichtet. Die Wärmebehandlung des Stahles führte zum Absinken der Kavitations festigkeit. Das Studium der Gefügestruktur bietet die Erklärung dazu : Anstieg der Grobkörnigkeit, Entwicklung der zu Rissen neigender Phase Ferrit.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

STUDIUL PRELUCRABILITĂŢII PRIN AŞCHIERE A ALIAJELOR DE TIP SILUMIN *

DE
A. DREUCEAN, I. SPOREA, GH. PAULESCU

1. INTRODUCERE

Pe plan mondial şi naţional, aluminiului şi aliajelor sale îi revine o pondere din ce în ce mai mare [1], din care siluminurile au cea mai largă utilizare la turnarea pieselor complexe datorită fluidităţii ridicate şi a contracţiei reduse. Aliajele binare au însă rezistenţă mecanică redusă şi sînt greu prelucrabile prin aşchiere şi de aceea se aliază în vederea obţinerii fazelor durificatoare ($CuAl_2$; Mg_2Si) şi se modifică [2], [3], [4] în vederea finisării eutecticului şi a fazelor libere.

În contractul de cercetare ştiinţifică încheiat între IPT şi Electrobanat Timişoara, s-au studiat influenţele modificatorilor asupra proprietăţilor mecanice şi a rezistenţei la probele hidraulice a corpurilor pieselor de iluminat antiexplosive. Întrucît aceste piese necesită calităţi ridicate ale suprafeţelor aşchiate, în prezenta lucrare se studiază aşchiabilitatea aliajelor studiate.

2. METODICA DE ÎNCERCARE

Încercările de aşchiere s-au făcut pe probele destinate verificărilor la tracţiune, turnate în cochilie. Prelucrabilitatea prin aşchiere se apreciază prin rugozitatea suprafeţelor şi mărimea forţei de aşchiere. Aşchierea s-a efectuat pe un strung SN 400 × 1 000. După o trecere prealabilă pentru îndepărtarea stratului de la suprafaţă, s-au efectuat două faze de aşchiere cu $v=51$ m/min. ; $t=1{,}5$ mm ; $s=0{,}2$ mm/rot şi respectiv $v=42$ m/min ; $t=0{,}5$ mm ; $s=0{,}1$ mm/rot. S-a utilizat un cuţit de strung armat cu plăcuţă aşchietoare din carbură metalică tip P 10, avînd geometria $\alpha=8{,}5°$; $\gamma=31°$; $\varkappa=45°$; $\varkappa_s=40°$; $\lambda=0°$. Componentele forţei de aşchiere s-au măsurat cu un dinamometru cu traductori pneumatici de joasă presiune. După faza a doua de strunjire s-a măsurat rugozitatea cu un aparat electronic tip SURTRONIC, indicînd direct abaterea medie aritmetică a profilului (Ra).

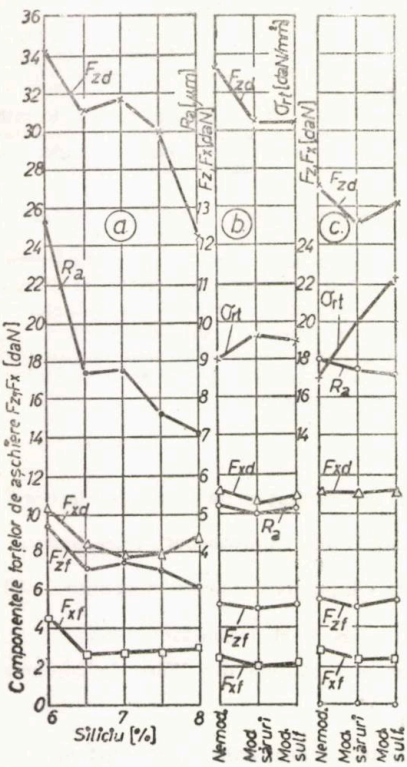


Fig. 1. Aliaje silumin nemodificate şi netratate termic (1, *a*). Influenţa modificatorului (fig. 1, *b*, *c*).

3. INFLUENŢA COMPOZIŢIEI CHIMICE A ALIAJELOR ŞI A MODIFICATORILOR ASUPRA FORŢEI DE AŞCHIERE ŞI RUGOZITĂŢII SUPRAFEŢELOR

După prelucrarea datelor experimentale, în fig. 1, *a* se redă variaţia componentelor F_z şi F_x la cele două faze de aşchiere cît şi rugozitatea Ra, în funcţie de conţinutul în *Si*. În afară de aliajul cu 6% Si toate aliajele conţin cca 0,65 % Cu şi 0,3% Mg. Fiecare punct din grafic reprezintă media a 6 determinări experimentale. Se observă că prezenţa Cu şi Mg duce la micşorarea forţei de aşchiere şi a

*) Lucrare comunicată la Sesiunea Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara din 16—18 iunie şi 27—28 sept. 1974, Timişoara.

rugozității *Ra*. Creșterea conținutului de Si are același efect. La aliajul cu 8% Si se obțin rezultate mai bune datorită conținutului de Cu=1,55%. Creșterea așchiabilității se explică prin deosebirile structurale ale aliajelor (fig. 2), aliajul cu 6% Si prezintă grăunți α grosolani iar cel cu 8% Si, pe lîngă mărunțirea acestora, soluția α este mai dură datorită dizolvării suplimentare de $CuAl_2$, cît și finisării eutecticului. În fig. 1, *b* și c se arată influența modificatorilor asupra așchiabilității și rezistenței mecanice la tracțiune σ_{rt}, a aliajelor care au dat cele mai bune rezultate la turnarea corpurilor antiexplozive: ATSi 7,5 CuO, 94 Mg 1,21 și respectiv ATSi 9,9 Cu 1,18 Mg 0,41. S-au utilizat modificatori: primul 33% NaCl+65% NaF+2% CaF_2 și al doilea S=0,05%. Se constată că prin modificare se îmbunătățește atît așchiabilitatea cît și caracteristicile mecanice. În cazul fig. 1, *b* se observă o creștere a forțelor de așchiere, în special la faza de strunjire de degroșare și modificare cu *S*. Acest lucru se poate explica prin creșterea substanțială a rezistenței la rupere, cît și prin finisarea accentuată a formațiilor de soluție solidă α, așa cum se observă în fig. 3.

Fig. 2. Microstructura aliajelor:
a — ATSi6; *b* — ATSi8Cu1,56Mg 0,32 atac 10% NaOH, mărirea 400 : 1.

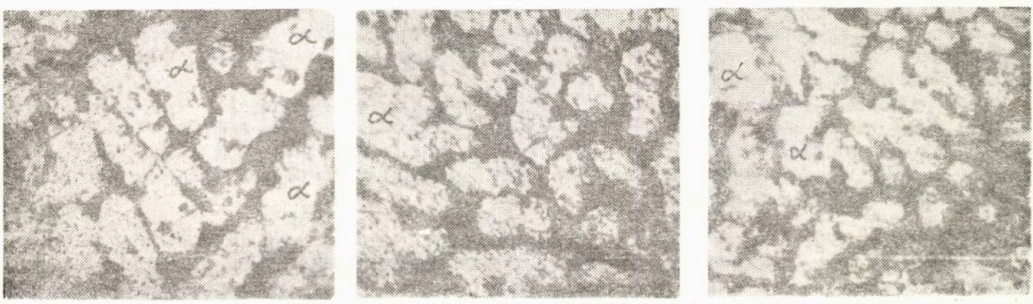


Fig. 3. Microstructura aliajului ATSi 9,9 Cu 1,18 Mg 0,41 :
a — nemodificat; *b* — modificat cu săruri; *c* — modificat cu S.Atac 10% NaOH. Mărirea 400 : 1.

4. CONCLUZII

Din încercările efectuate rezultă că odată cu alierea siluminurilor binare cu substanțe durificatoare Cu, Mg, care dau formații ce pot precipita din soluția solidă α, se îmbunătățește calitatea suprafeței aschiate și în general forțele de așchiere sînt mai mici. Efecte asemănătoare se observă și în cazul modificării cu săruri și *S* (modificarea cu *S* fiind mai eficace). Se constata că pentru îmbunătățirea calității suprafeței și reducerea forțelor la așchiere se pot aplica tratamente termice de punere în soluție și precipitare datorită prezenței elementelor durificatoare (piese mai pretențioase).

BIBLIOGRAFIE

1. N. Agachi Metalul în economia modernă, în „Era socialistă" nr. 21, 1973, p. 26.
2. N. S. Postnikov i.dr. Progressivnîie metodi plavki i litiia aluminievih splavov, Metalurghia, Moskva, 1973.
3. S. S. Vatnagar Iș.a. „Nouă metodă de modificare a aliajelor de aluminiu", prezentată la cel de al XXXI-lea Congres internațional de turnătorie, Amsterdam, 1964.
4. M. V. Malțev l Modificarea structurii metalelor și aliajelor. Edit. tehn., Buc., 1966.

BEITRAG ZUM STUDIUM DER SPANABHEBENDEN BEARBEITBARKEIT VON Al—Si LEGIERUNGEN

ZUSAMMENFASSUNG

In der Arbeit wird der Einfluss der Legierungselemente Cu, Mg, der Behandlungssubstanz 33% NaCl+65% NaF+2% CaF_2 und 0,05% S auf die Oberflächenrauheit und die Zerspagunskräfte studiert. Die legierten und behaldenten Al—Si—Legierungen weisen eine bessere Oberflächengüte auf und die Zerspanungskräfte sind kleiner.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

ASUPRA POSIBILITĂŢII UTILIZĂRII NISIPULUI DE RÎU (TIMIŞ) ÎN TURNĂTORII

DE

I. SPOREA

Amestecurile de formare trebuie să satisfacă un complex de proprietăţi, ceeace condiţionează utilizarea cu precădere a nisipurilor de carieră. Acestea au însă dezavantaje de ordin economic şi inconstanţa proprietăţilor privind, granulaţia şi cantitatea componentei levigabile. Constanţa proprietăţilor trebuie privită ca un indice de importanţă hotărîtoare asupra economicului, uşurînd procesul tehnologic de obţinere a pieselor turnate, şi, în acest caz, au prioritate materialele a căror proprietăţi variază în limite restrînse chiar dacă proprietăţile lor absolute sînt mai reduse, pe de o parte, iar pe de altă parte, sînt de preferat materialele ce se găsesc mai aproape de consumator. [1]

O mare importanţă, pentru atingerea valorilor proprietăţilor maxime şi a constanţei compoziţiei amestecurilor, o are utilizarea nisipurilor spălate. După [2], în S.U.A. din 21 de turnătorii cercetate, în 11 se folosesc nisipuri cuarţoase spălate şi uscate.

Din punct de vedere al economicităţii, constanţei proprietăţilor, cantităţii şi distanţelor faţă de consumatori, cît şi a conţinutului scăzut de componentă levigabilă, cuprins între 0,5—2%, nisipurile de rîu au prioritate faţă de cele de carieră. De aceea este necesară cercetarea posibilităţii folosirii nisipurilor de rîu, care se găsesc în cantităţi mari, sînt „spălate" şi conţin mult SiO_2, fiind de 2—2,5 ori mai ieftine decît cele de carieră [3].

1. CERCETĂRI ASUPRA NISIPULUI DE RÎU TIMIŞ

Din analizele efectuate pe cursul rîului Timiş a rezultat că nisipul conţine 80% cuarţ, 11% feldspaţi şi granaţi şi rest minerale accesorii. Din punct de vedere chimic nisipul are 10% Al_2O_3, 3,45% Fe_2O_3, 4,4% oxizi alcalini iar pierderi prin calcinare, pînă la 1 200 °K, 1,31%. Temperatura de sinterizare este 1 420°K şi de vitrificare 1680 °K

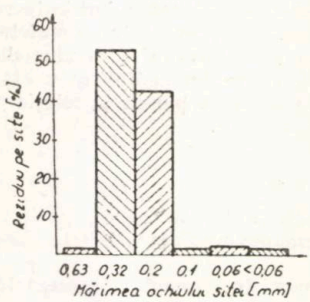


Fig. 1.1. Granulaţia nisipului de rîul Timiş.

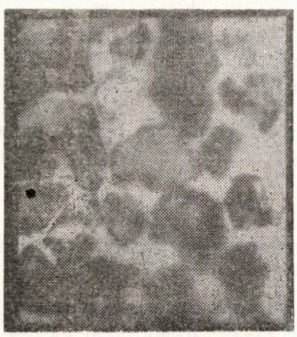


Fig. 1.2. Aspectul granulelor nisipului de rîu Timiş.

Analiza granulometrică (fig. 2.1.) arată un nisip foarte omogen cu mai puţin de 1% componenţă levigabilă. Nisipul prezintă forme cu colţuri rotunjite (fig. 2.2) şi o suprafaţă aspră.

În vederea utilizării nisipului în amestecuri de formare temporare, s-au efectuat încercări privind influenţa cantităţii de argilă de Medgidia, asupra proprietăţilor mecanice şi permeabilităţii. Rezultatele încercărilor sînt trecute în tabelul 1.1.

Caracteristicile optime ale amestecurilor de formare încercate au rezultat la procentaje de 15...25% argilă, atît pentru turnarea la crud cît şi la uscat. Aceste amestecuri au fost utilizate la turnarea formelor temporare [4] cu adaos de 7% apă, pentru a obţine, după uscare, proprietăţi mecanice maxime [5].

Pentru evidenţierea influenţei amestecurilor asupra calităţii pieselor turnate, (capacitatea formării aderenţelor mecanice şi chimice) s-a confecţionat o formă specială cu Ø260 × 500 mm în care s-a turnat Bz14T supraîncălzit la 1 400°K, nedezoxidat. Forma nu s-a vopsit pe părţile active şi a avut înainte de turnare temperatura de 250 °C. Amestecul cu 15% şi 25% argilă s-a depus în straturi succesive (1 şi 3 cu 15%; 2 şi 4 cu 25%) şi pentru comparare s-a depus stratul 5 din amestec utilizat curent la turnarea aliajelor neferoase (fig. 1.3.)

Tabelul 3.1.

Influența cantității de argilă asupra proprietăților nisipului de rîu Timiș

Cantitatea de	Proprietăți		Proprietăți mecanice [daN/sm²]		
argilă [%]	U [%]	K	σ_c	τ_f	δ (%)
0,5	5	500	0,05	—	—
0,5	—	—	—	—	—
10	6	450	0,13	—	1,35
10	55,9	488	0,49	0,15	0,55
15	6,35	375	0,37	—	1,25
15	9,65	285	1,40	0,32	0,72
20	6,5	362	0,60	—	1,33
20	9,2	227	1,54	0,64	0,77
25	6,8	236	0,82	—	1,30
25	9,35	145	4,52	0,66	0,80
30	7	146	1,03	—	1,20
30	9,15	99	7,87	1,24	0,82
35	7,2	95	1,06	—	1,22
35	9,13	68	6,35	1,12	0,72

OBS. Cifrele de sus în cazul turnării la crud, cele de jos în cazul turnării la uscat.

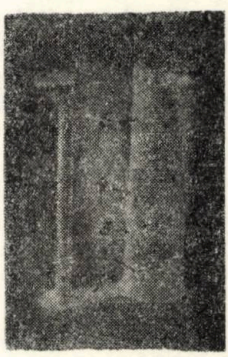


Fig. 1.3. Aspectul suprafețelor piesei turnate.

2. INTERPRETAREA REZULTATELOR CERCETĂRILOR EFECTUATE ASUPRA NISIPULUI DE RÎU TIMIȘ.

2.1. Nisipul de rîu Timiș face parte din tipul muscoviticgranitic în a cărei compoziție mineralogică intră peste 80% SiO_2 și 3,5% alte minerale constitutive care au temperatura de topire peste 1 673 °K; restul de 16,5% sub 1 673 °K, din care aproximativ 11% au temperatura de topire 1 500—1 520 °K, iar 5,5% 1 300—1 400 °K.

Ținînd seama de intervalul de temperatură în care are loc pierderea de greutate cea mai intensă, aceasta se datorează dezhidratărilor parțiale a componenților mineralogici conținuți sub formă hidratată, cantitatea de carbonați fiind de 0,26%.

2.2. Analiza granulometrică indică un nisip foarte omogen (uniform) cu fracţiunea de bază de 0,3/0,1—97%. Din totalul fracţiunii de bază de 97% pe două site alăturate procentajul este de 96%, iar pe o singură sită (cea cu mărimea ochiului de 0,3 mm) se găseşte 53%.

2.3. Nisipul are un procentaj mic de componentă levigabilă (considerat spălat) şi o formă cu colţuri rotunjite şi suprafaţă aspră care atrage după sine proprietăţi de permeabilitate şi rezistenţă înalte.

2.4. Proprietăţile mecanice ale nisipului de rîu Timiş cresc o dată cu procentajul de argilă. Astfel, pentru turnarea la crud procentajul de 15% argilă asigură rezistenţa necesară formăr iturnării, iar pentru turnarea la uscat este necesară o cantitate de argilă mai ridicată (25%).

2.5. Studiul aspectului suprafeţelor piesei turnate (fig. 1.3.), în forme uscate, nevopsite, confecţionate din amestecuri cu 15 şi 25% argilă, pe baza nisipului de rîu Timiş arată că pentru obţinerea unei suprafeţe curate este necesară utilizarea cantităţii de 25% argilă. Acest lucru este condiţionat de faptul că amestecul are o granulaţie foarte omogenă şi prezintă goluri pronunţate, goluri în care pătrunde metalul lichid. După turnarea aliajului cu fluiditate foarte ridicată nu s-au format aderenţe de natură mecanică sau chimică sau porozităţi.

BIBLIOGRAFIE

1. Berg P. D. Formovocinîe materialî. Maşghiz, Moskva, 1963 URSS.
2. Briggs C. V. 23-i mejdunardnîi Kongress Liteişcikov Maşghiz, Moskva, 1958 — URSS.
3. Gorşkov A. A. Liteinoie proizvodstvo, Nr. 2, Maşghiz, Moskva 1960, URSS, p. 2.
4. Sporea I. Metalurgia Bucureşti, 19 (1967), Nr. 5, p. 17—21.
5. Sporea I., ş.a. Buletin ştiinţific şi tehnic IPT, tom. 9 (23), Volum special, 1964, p 48—56.

SUR LES POSIBILIT ES D'UTILISATION DU SABLE DE RIVIERE (TIMIŞ) DANS LES FONDERIES.

Par des essais de laboratoire, on met en évidence, la possibilité d'utilisation du sable de rivière (Timiş) dans les sables de moulage, en ce qui concerne la composition chimique et minéralogique.

On remarque tout particulièrement la granulation qui est très homogène, ayant la fraction de base 0,3/0,1—97%, dont sur deux tamis (0,3—0,2lmm) on trouve 96%.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ASUPRA EFICACITĂŢII MODIFICĂRII ALIAJELOR DE TIP SILUMIN *

DE

I. SPOREA

1. INTRODUCERE

Proprietăţile de turnare foarte bune, rezistenţa la coroziune înaltă şi o plasticitate suficientă, fac ca siluminurile să aibă o largă utilizare la turnarea pieselor de mare complexitate, dar structura grosieră a siliciului din eutectic duce la uzarea sculelor aşchietoare, suprafeţe rugoase şi proprietăţi mecanice scăzute.

Îmbunătăţirea structurii se face prin modificare cu diferite substanţe, majoritatea fiind ţinute încă sub formă de secret.

La ora actuală se cunosc procedee industriale **de modificare** cu floruri şi cloruri de Na, sodiu metalic [1], [2]. Sodiul, însă, îmbogăţeşte aliajul **cu hidrogen şi provoacă apariţia** porozităţilor în piesele turnate.

2. CONDIŢII DE ÎNCERCĂRI ŞI MĂSURĂTORI

În lucrare se prezintă o parte din rezultatele **studiilor şi încercărilor privind** îmbunătăţirea tehnologiei de turnare a corpurilor de iluminat **antiexplosive şi se evidenţiază eficienţa** modificărilor comparativ cu S [3].

După vechea tehnologie aliajele se modificau cu **substanţe importate Foseco şi** rezulta mult rebut la proba hidraulică.

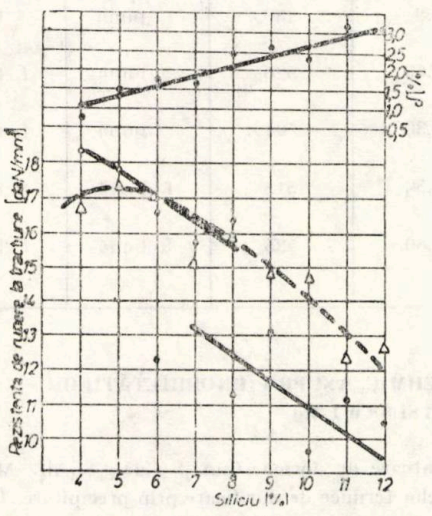


Fig. 1. Influenţa Si, Cu şi Mg asupra proprietăţilor siluminurilor (. . . 0,5% ; ΔΔΔ 1% Cu ; ooo 1,5% Cu).

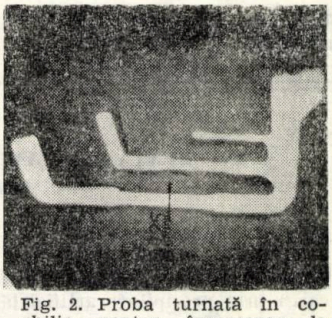


Fig. 2. Proba turnată în cochilie pentru încercarea la tracţiune.

* Lucrare comunicată la Sesiunea I. P. „Traian Vuia" Timişoara din 16—18 iunie şi 27—28 sept. 1974.

Pentru a stabili cauzele care au determinat apariția rebuturilor cît și pentru a găsi un modificator mai ieftin, ușor de păstrat și manevrat, pe aliajele complexe [fig. 1], turnate în cochilie [fig. 2], s-au încercat modificatorii : Navac, Na, amestec 50 % NaCl, 10 % KCl, 10 % Na_3AlF_6, 30 % NaF și sulful. Aliajul a fost autoprotejat cu pelicula de Al_2O_3 și a conținut cca. 0,3 % Mg.

Pentru a putea compara datele experimentale cu cele din literatură, se prezintă rezultatele obținute pe proba cu ∅ 12,5 mm, încercate la tracțiune în stare : nemodificată, netratată termic (prin precipitare naturală și artificială).

Din aproprierea locului de rupere s-au prelevat probe pentru analize metalografice. Se redau încercările pentru aliajele care au întrunit complexul optim de proprietăți tehnologice și mecanice.

3. INFLUENȚA MODIFICATORULUI ASUPRA ALIAJULUI ATSi^9 Cu^{1}Mg

Aliajul în stare modificată (tab. 1) are proprietăți superioare celui nemodificat, sulful fiind cel mai eficient, întrucît menține efectul modificării timp de 150 min. Acest aspect prezintă un mare avantaj practic, întrucît durata de turnare a unei șarje este 120 min. Fluiditatea s-a determinat pe proba „spirală".

Rezistența superioară la proba hidraulică a pieselor turnate din aliajul modificat cu sulf se explică prin efectul de barbotare, „dezoxidare" pe care-l provoacă reacția S praf, asigurînd o bună separare și plutire a peliculelor de Al_2O_3, cauza principală a prozităților (microporozităților) pieselor turnate.

Tabelul 1

Proprietățile aliațului ATS19Cu1Mg în stare turnată

Metoda de elaborare	σ_{rt} [daN/mm^2]	δ [%]	Fluiditatea [mm]	Sezistența la proba hidraulică	Prelucrnrea prin așchiere
Nemodificat	15,7	1,8	480	bună	bună
Modificat (Navac)	15,4	2,63	520	bună	f. bună
Modificat săruri	16,1	2,30	504	bună	f. bună
Modificat sulf	18,5	2,50	515	f. bună	f. bună
După 120 min. de la modificarea cu S	18,3	2,60	535	f. bună	f. bună

4. INFLUENȚA TRATAMENTULUI TERMIC ASUPRA PROPRIETĂȚILOR ALIAJULUI ATSi 9 Cu 1 Mg

Prezența Cu și Mg, care formează faze durificatoare de forma $CuAl_2$, $CuMg_5Si_4Al_4$, Mg_2Si a solubile în soluție α, permite efectuarea tratamentelor termice de durificare prin precipitare. Întrucît durifi- carea prin precipitare artificială a dat rezultate asemănătoare cu îmbătrînirea naturală, pentru toate aliajele modificate, se prezintă rezultatele pentru durificarea prin precipitarea artificială numia a aliajului modificat cu S. (tab. 2), care a constat din clădire și revenire : încălzire la 490 °C timp de 150 min, răcirea, în apă, revenirea la 190 °C timp de 120 min.

Tabelul 2

Proprietăţile aliajului ATS19Cu1Mg după tratament termic

Starea	Turnat după [min]	Proprietăţi	
		σ_{rt} [daN/mm²[	δ [%]
Nemodificat		20,0	3,4
Modificat cu S	0	20,2	3,8
	90	22,5	4,5
	120	21,7	3,8

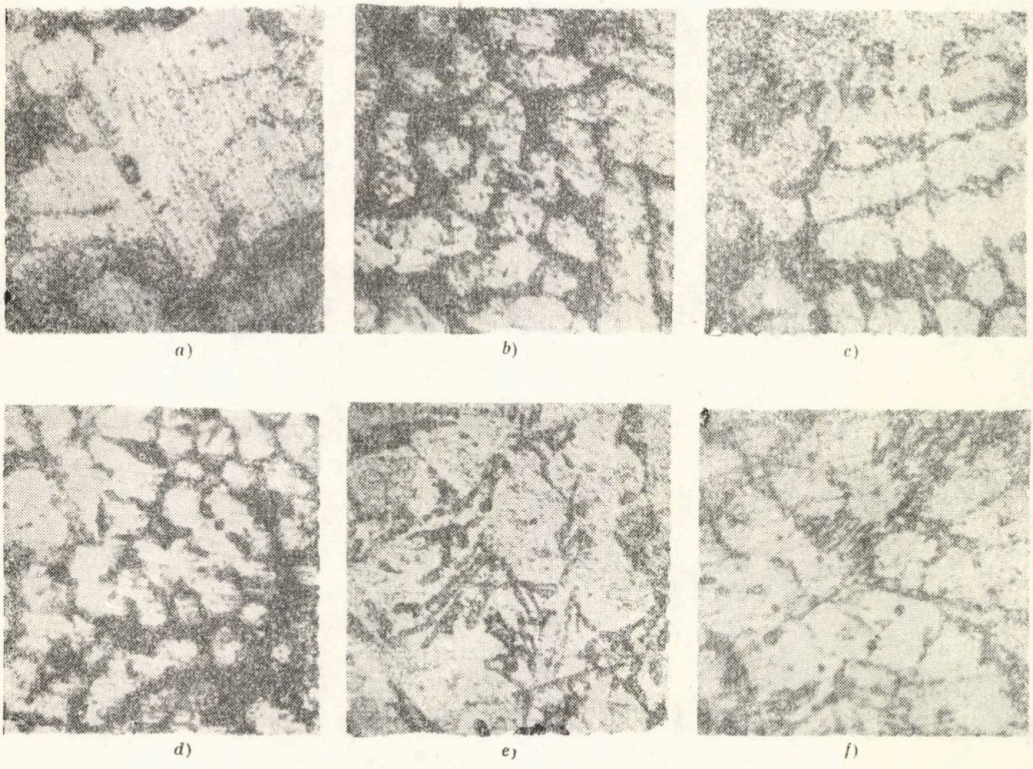
Din analiza tab. 2. reiese că aliajele îşi măresc rezistenţele mecanice pentru ambele stări dar cu precădere pentru starea nemodificată.

5. CONCLUZII

Din încercările efectuate reiese că :

5.1. — modificarea siluminurilor complexe asigură proprietăţi superioare stării nemodificate, datorită finisării grăunţilor de soluţie α cît şi a eutecticului (fig. 3). Concomitent cu finisarea structurii are loc şi o repartiţie mai omogenă a constituenţilor structurali.

5.2. — constituenţii structurali sînt mult mai fini şi uniform repartizaţi în cazul modificării cu *S*.



a) *b*) *c*)

d) *e*) *f*)

Fig. 3. Microstructura aliajelor ATSi9Cu1Mg în stările :
a — turnată; modificată cu *b* — săruri; *c* — Navac; *d* — sulf; *e* — nemodificat şi tratat termic; *f* — modificat şi tratat termic.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1848 KÖNYVTÁR

5.3. — ţinînd cont de acest lucru, cît şi de faptul că S este mai ieftin şi asigură o tehnologie mai simplă de elaborare-turnare, datorită timpului mare de menţinere a stării modificate, se recomandă ca acesta că înlocuiască total modificatorii din import-Navac.

BIBLIOGRAFIE

1. Altman M. B. ş.a. Topirea şi turnarea aliajelor uşoare, Editura Metallurghia, Moskva, 1969.
2. Sporea I. ş.a. Metalurgia, 19 (1967), Nr. 1, p. 14—17.
3. Vatnagar S. S. ş.a. Nouă metodă de modificare s aliajelor de aliminiu. Al 31-lea Congres internaţional de turnătorie. Amsterdam, 1964, p. 62—66.

ÜBER DIE WIRKSAMKEIT DES MODIFIZIERENS VON SILUMINLEGIERUNGEN

ZUSAMMENFASSUNG

Der Modifizierungeffekt wird an einer hohen Zahl von Siluminlegierungen und unterschiedlichen Substanzen untersucht und eine höhere Wirksamkeit bei Schwefelstaub festgestellt.

Die, mit Schwefel modifizierten Legierungen weisen höhere Festigkeitswerte, auf Grund einer feineren Struktur, über eine Zeitdauer von ungefähr 120 Minuten, auf.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

STUDIU PRIVIND PRELUCRABILITATEA ALIAJULUI FERRO-TIC PRIN ELECTROEROZIUNE

DE

GH. SAVII, G. DRĂGHICI

1. INTRODUCERE.

În construcţia sculelor de ştanţare, matriţare şi extruziune se constată pe plan mondial folosirea unor materiale noi, cu proprietăţi fizico-mecanice superioare. Dintre acestea se face remarcat aliajul sinterizat Ferro-Tic.

Poansoanele confecţionate din Ferro-Tic prezintă o durabilitate mult mai mare decît cele din carbură de wolfram, la care se constată tendinţe de sfărîmare [1]

Datorită durităţii mari a materialului după călire (70 HRC), precum şi a complexităţii formelor unor matriţe, în vederea stabilirii unei tehnologii eficiente s-au efectuat încercări de prelucrabilitate prin electroeroziune.

2. CONDIŢII DE EFECTUARE A ÎNCERCĂRILOR.

Studiul asupra prelucrabilităţii prin electroeroziune a aliajului Ferro-Tic s-a efectuat prin executarea unor operaţii de găurire, pe adîncimea de 3 mm, folosind electrozi din cupru electrolitic şi alamă, de diametru 2,64 mm, utilizîndu-se lichid dielectric petrol lampant.

Aliajul Ferro-Tic produs de Sintercast Division of Chromalloy American Corporation, are următoarea compoziţie chimică : TiC 45%, Fe 48,4%, C 0,6%, Cr 3%, Mo 3% [2]. Încercările de prelucrabilitate s-au efectuat asupra unor probe normalizate, avînd duritatea 43...45 HRC şi asupra unor probe călite, avînd duritatea 70 HRC.

Fiind cunoscut faptul că aliajele din carburi metalice, obţinute prin sinterizare au o prelucrabilitate mai scăzută prin eroziune electrică şi constatîndu-se experimental rezultate necorespunzătoare pe maşinile cu generatoare de impulsuri comandate s-au extins cercetările pe o maşină echipată cu generator de relaxare, stabilindu-se ca parametri : tensiunea de amorsare (treapta 3—230 V şi treapta 5—260 V şi intensitatea curentului obţinut prin variaţia regimurilor RC între $1{,}26 \cdot 10^{-4}$ s şi $8 \cdot 10^{-4}$ s.

3. INFLUENŢA PARAMETRILOR REGIMULUI DE PRELUCRARE ASUPRA INDICILOR TEHNOLOGICI.

a — Productivitatea prelucrării.

Curbele productivităţii prelucrării în funcţie de intensitatea curentului sînt reprezentate în fig. 1, fiind trasate cu linie continuă pentru probele în stare normalizată şi cu linie întreruptă pentru probele în stare călită.

Atît în cazul prelucrării cu electrozi din cupru, cît şi din alamă se constată valori sensibil mai mari ale productivităţii obţinute pentru probele în stare normalizată, structura de călire necesitînd energii mai ridicate pentru atingerea aceloraşi condiţii de prelevare.

Deşi productivităţile obţinute cu electrozi din alamă sînt superioare, o concluzie definitivă nu poate fi stabilită înainte de analizarea mărimii uzurii.

În cazul electrozilor din cupru se constată că tensiunea de amorsare U_0=260 V/tr. 5/ determină productivităţi superioare, în special la probele în stare normalizată, datorită încărcării condensatorilor la tensiuni mai mari şi obţinerii unor energii de descărcare mai ridicate.

b — **Precizia de prelucrare.**

Realizarea preciziei formei geometrice şi a dimensiunilor este condiţionată de uzura electrozilor, de repartiţia locală a acesteia şi de mărimea interstiţiului dintre electrodul sculă şi obiectul prelucrării la diferite regimuri. Aceşti factori determină stabilirea materialului, numărul şi dimensiunile electrozilor necesari, precum şi a regimurilor optime de prelucrare.

Curbele uzurii relative volumice (fig. 2) sînt trasate cu linie continuă pentru probele din Ferro-Tic normalizate şi cu linie întreruptă pentru probele călite.

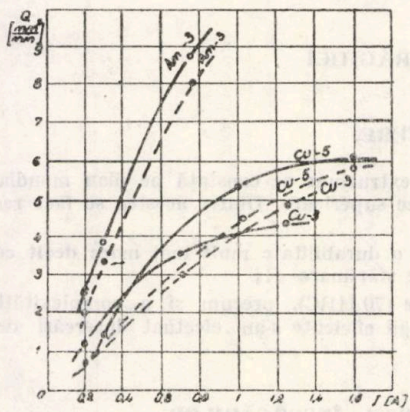


Fig. 1

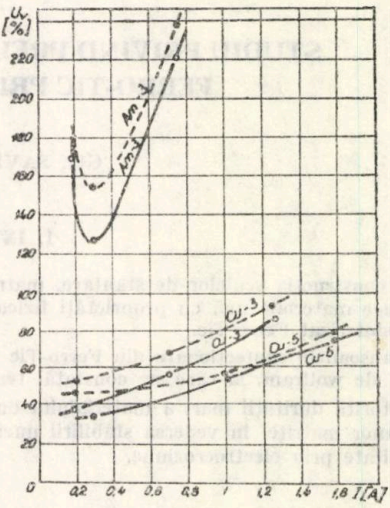


Fig. 2

Electrozii din alamă se constată că prezintă o uzură accentuată, fapt ce limitează utilizarea lor numai pentru prelucrări de copiere a formei laterale, cu străpungerea obiectului prelucrării.

La electrozii din cupru se constată că mărimea uzurii este mai redusă în cazul prelucrării probelor normalizate şi la tensiunea de amorsare U_0=260 V, situaţii în care s-au obţinut şi productivităţi de prelucrare mai ridicate, ceea ce denotă o distribuţie preferenţială a tensiunii între electrodul sculă şi obiectul prelucrării, asociată caracterului polarizat al descărcărilor.

Mărimea interstiţiului lateral, pentru regimurile de prelucrare folosite, înregistrează creşteri progresive cu intensitatea curentului rezultat, avînd valori cuprinse între 0,1 şi 0,3 mm.

c — **Calitatea suprafeţei prelucrate.**

Analiza calităţii suprafeţei prelucrate s-a efectuat prin măsurarea rugozităţii şi prin analiza modificărilor structurale ale stratului marginal sub influenţa gradienţilor ridicaţi de temperatură din procesul de prelevare.

La regimurile cu care s-au efectuat încercările, rugozitatea Ra înregistrează creşteri în funcţie de curentul rezultat, de la 2,6 μm la 6,5 μm, măsurările făcîndu-se cu un aparat Brüel & Kjoer.

În stratul marginal al pieselor prelucrate prin electroeroziune apar modificări structurale datorate procesului ce decurge în spaţiul de lucru, a căldurii mari înmagazinate într-un volum redus şi a efectului de răcire al lichidului dielectric.

Aceste aspecte s-au urmărit prin măsurarea microdurităţii stratului marginal, folosind un microdurimetru PMT-3 cu o sarcină de 200 gf şi prin analizarea structurii stratului marginal cu ajutorul microscopului metalografic MC-1.

Curbele microdurităţii, măsurate perpendicular pe suprafaţa erodată sînt redate în fig. 3 pentru proba normalizată prelucrată cu regimul 5/6 (U_0=260 V, RC=4,9 · 10^{-4} s) şi în fig. 4 pentru probele călite prelucrate cu regimurile 3/3 (U_0=230 V, RC=1, 26 · 10^{-4} s) şi 5/3 (U_0=260 V, RC= =1,26 · 10^{-4} s).

Fotografiile microstructurilor sînt prezentate în fig. 5 şi fig. 6 pentru probele normalizate şi în fig. 7 şi fig. 8 pentru probele călite.

Analizînd curbele de microduritate şi fotografiile microstructurilor se constată existenţa a patru straturi.

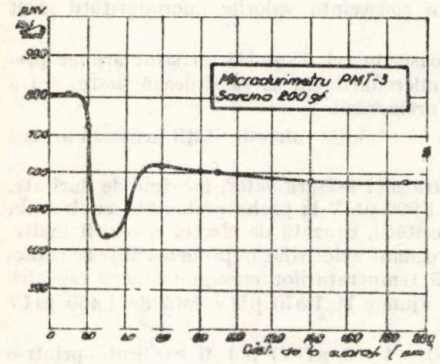


Fig. 3

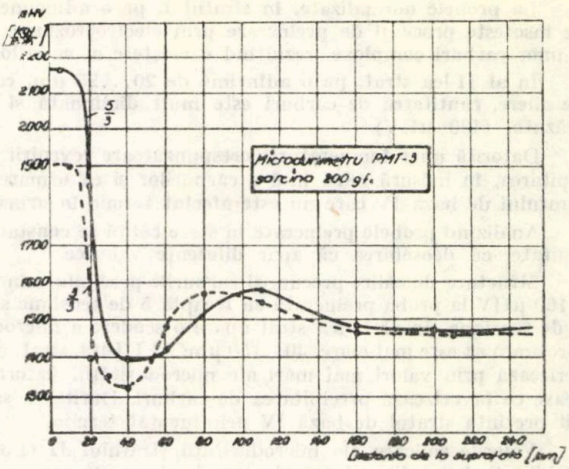


Fig. 4

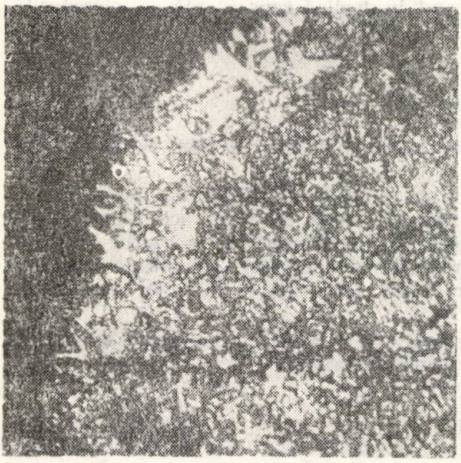


Fig. 5

Fig. 6

Fig. 7

Fig. 8

La probele normalizate, în stratul I, pe o adîncime de 15...20 μm, datorită efectului termic ce însoțește procesul de prelucrare prin electroeroziune, este favorizată precipitarea prin difuziune a unor carburi complexe, rezultînd o creștere a valorilor de microduritate la 800 μHV.

În al II-lea strat, pe o adîncime de 20...25 μm, ca urmare a sărăcirii în carbon și elemente de aliere, cantitatea de carburi este mult diminuată și în consecință valorile microdurității mult scăzute. (430 μHV).

Datorită unor temperaturi corespunzătoare revenirii joase, în cel de-al III-lea strat are loc precipitarea, în măsură mică însă a carburilor și ca urmare microduritatea sa se situează peste cea a stratului de bază IV care nu este afectat termic în urma prelucrării.

Analizînd probele prelucrate în stare călită se constată că evoluția microdurității urmează aceiași legitate, cu deosebirea că apar diferențe valorice.

Structura de călire precum și carburile precipitate în stratul I asigură valori maxime de duritate, 2 160 μHV la proba prelucrată cu treapta 5 de tensiune și 1 900 μHV la proba prelucrată cu treapta 3 de tensiune. În al II-lea strat apare o scădere a microdurității, cauzată de efectul revenirii înalte. Grosimea sa este mai mare, 40...50 μm. Al III-lea strat, pregnant evidențiat la probele călite se caracterizează prin valori mai mari ale microdurității, datorită temperaturilor corespunzătoare revenirii joase ce favorizează precipitarea de carburi. Duritatea sa ajunge la 1 570 μHV față de 1 460 μHV cît prezintă stratul de bază IV neinfluențat termic.

Valorile ridicate ale microdurității stratului II (1 330...1 400 μHV) pot fi explicate printr-o stabilitate termodinamică mai mare la descompunere a structurii de călire obținute la acest aliaj, ca urmare a gradului complex de aliere.

Se remarcă în concluzie, că modificările structurale sînt în deplină concordanță cu microdurităților măsurate.

4. CONCLUZII

Încercările efectuate demonstrează prelucrabilitatea aliajului Ferro-Tic prin electroeroziune, folosind impulsuri de relaxare.

Dat fiind proprietățile fizico-mecanice ale materialului, în condițiile de efectuare a încercărilor au rezultat productivități mai mari în cazul utilizării electrozilor din alamă, dar uzura accentuată impune restricții tehnologice. Pentru electrozii din cupru, în funcție de productivitățile și uzurile rezultate, se recomandă tensiuni de amorsare mai ridicate și efectuarea prelucrării în stare normalizată a materialului, ținînd seama [2] că deformațiile produse în urma tratamentului termic de călire au valori reduse [0,03...0,04 %].

Analiza metalografică și a microdurității stratului marginal scot în evidență modificările structurale, remarcîndu-se ca deosebit, stratul III, neîntîlnit la prelucrarea oțelurilor.

BIBLIOGRAFIE

1. Markiew, J. I. Experiences with Ferro-Tic C in complex pierce-and-blank tools. Machinery, nr. 118, 7 april 1971.

2. Tarkow, S. E., Mal, M. K. Machinable carbides for high performance tooling and wear parts. Technical Paper. 1973, Society of Manufacturing Engineers. Michigan.

ERFORSCHUNG DER FUNKENEROSIVEN BEARBEITUNGSMÖGLICHKEITEN DER FERRO-TIC LEGIERUNG

ZUSAMMENFASSUNG

Die, bei der Herstellung von activen Stanzen und Matritzen teile verwendeten syntherisierten Ferro-Tic Legeirungen, weisen im Bezug auf die Wolframkarbide, bessere Eigenschaften auf.

Die elektroerosiven Bearbeitungsversuche wurden mit einer mit einem Generator RC ausgestatteten Maschine ausgeführt, wobei als Dielektrikum Petroleum benützt wurde.

Zur Bestimmung einer optimalen Tehnologie, wurden folgende Parameter festgelegt : Elektrodenmaterial (Kupfer und Messing), Zustand des zu bearbeitenden Werkstoffes (normalisiert und gehärtet und die elektrischen Grössen) Zündspannung und die durch Veränderung der die RC-Stufen erhaltenen Stromstärken, wobei die Arbeitsproduktivität, Elektrodenabtragung, Grösse des Arbeitsspaltes und Oberflächenrauheit verfolgt wurden.

Gleichfalls wurden auch die Veränderungen der Oberflächenschichte, unter Einfluss der speziefischen Vorgänge, die bei der elektroerosiven Bearbeitung stattfinden, metallographisch und durch Mikrohärte-meaaungen analysiert.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

RELAȚII ÎNTRE PARAMETRII PRELUCRĂRII PRIN DEFORMARE PLASTICĂ A SUPRAFEȚELOR CILINDRICE EXTERIOARE ȘI CALITATEA SUPRAFEȚELOR PRELUCRATE

DE

P. COJEREAN, C. NICA

Introducere. Problema este o continuare a cercetărilor [2] și se referă la prelucrarea de netezire prin deformare plastică a suprafețelor cilindrice exterioare, pe strunguri normale, folosind dispozitive auto-centrante, avînd ca elemente active două role cilindrice de ⌀60 mm dispuse diametral, iar materialul prelucrat a fost oțelul OLC 45 îmbunătățit (STAS 880-66), avînd duritatea HRC − 30.

În urma cercetărilor efectuate s-a constatat că presiunile necesare realizării netezirii prin deformare depind de duritatea materialului de prelucrat și se găsesc cuprinse între limitele $p=(2...4{,}5)\ HRC$ [daN/mm²].

În situația prelucrării de netezire a suprafețelor cilindrice exterioare, folosind ca elemente active role cilindrice, forța pentru realizarea presiunii necesare procesului de deformare plastică poate fi calculată aproximativ cu relația [4], [5]:

$$F=\frac{D_1\cdot L\cdot p^2}{0{,}35\cdot E\left(\frac{D_1}{D_2}+1\right)}\ [\text{daN}] \qquad (1)$$

în care: p este presiunea de contact în daN/mm²; E — modulul de elasticitate în daN/mm²; D_1 — diametrul piesei prelucrate, în mm; D_2 — diametrul rolei, în mm; L — lățimea de contact a rolei cu piesa, în mm.

Pentru stabilirea rapidă a forței (F), necesare realizării presiunii de deformare plastică, s-a conceput nomograma din figura 1 care poate fi folosită cu suficientă precizie.

Calculul analitic al calității suprafeței obținute la prelucrarea de netezire prin deformare plastică. Pentru determinarea prin calcul a influenței parametrilor procesului de netezire prin deformare plastică, literatura de specialitate prezintă relații, mai mult sau mai puțin complexe, referitoare numai la rugozitatea suprafeței, iar pentru deformarea stratului superficial se fac doar referiri cantitative și se prezintă diagrame sau valori în tabele.

O relație mai completă de calcul a rugozității suprafeței obținută prin deformare plastică este [1], [6]:

$$Ra_f=Ra\left[1-K\,(104-\sigma_c)\log\frac{p}{\lambda}\right]\ [\mu\text{m}] \qquad (2)$$

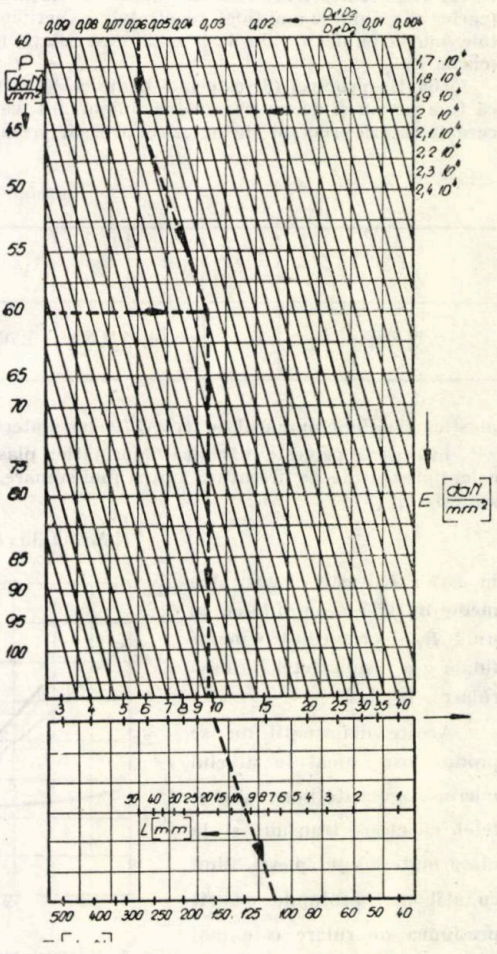


Fig. 1. Nomogramă pentru stabilirea forței de netezire.

în care : *Rai* este rugozitatea suprafeței înainte de netezire, în μm ; K — coeficientul care depinde de metoda de netezire utilizată ($K = 7.15 \cdot 10^{-3}$, în cazul netezirii cu role) : p — presiunea de rulare în daN/mm² ; λ — coeficient care depinde de modul de distribuire a tensiunilor în complexul de deformare plastică ($\lambda = 6{,}5$, în cazul finisării cu role).

Se remarcă faptul că relația (2) nu cuprinde numărul de treceri și că materialul este caracterizat prin efortul unitar la curgere (σ_c) care nu caracterizează corespunzător caracteristica de deformare plastică a stratului superficial. De aceea, în urma calculelor efectuate cu relația (2) s-au constatat abateri substanțiale față de situația reală și din acest motiv s-a căutat o relație care să oglindească mai fidel legătura dintre parametrii prelucrării și rugozitatea suprafeței obținute în urma netezirii prin deformare plastică. Astfel, în urma unui număr mare de experimentări s-a ajuns la relația de calcul :

$$Ra_f = \frac{C \cdot HRC^q \cdot Rai^x}{p^y \cdot i^z} \ [\mu m] \qquad (3)$$

în care : *HRC* este duritatea materialului prelucrat ; i — numărul de treceri ; C — coeficient ; q, x, y, z — exponenți.

Valorile coeficientului și exponenților sînt redați în tabelul 1.

Din figurile 2, 3 și 4 în care se află redate : influența rugozității inițiale, a presiunii de apăsare și a numărului de treceri asupra rugozității suprafeței netezite pentru piesele din OLC 45, se poate vedea că valorile rezultate în urma calculului cu relația (3) (curba *1*) oglindesc mai fidel rezultatele experimentale (curba *2*), decît valorile calculate cu relația (2) (curba *3*).

Relația propusă (3) este mai completă pentru că ține seama și de un parametru important care caracterizează procesul de netezire prin deformare plastică și anume numărul de treceri (i), iar materialul prelucrat este caracterizat prin duritatea sa.

Tabelul 1.

C	q	x	y	z
11 850	0,25	1,14	2,82	0,76

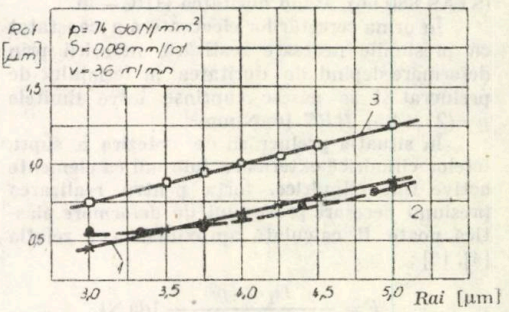


Fig. 2. Variația rugozității suprafeței netezite prin deformare plastică în funcție de rugozitatea inițială a suprafeței.

În ceea ce privește mărimea deformației plastice rezultată în procesul de netezire, relațiile de calcul prezentate de literatură sînt și mai sumare, referindu-se în general numai la variația rugozității suprafeței [3].

$$\Delta d = 1{,}35\,(R_{zi} - R_{zf}) \ [\mu m) \qquad (4)$$

în care : R_{zi} este rugozitatea medie inițială a suprafeței, în μm ; R_{zf} — rugozitatea medie finală a suprafeței (după rulare), în μm.

Aceste deformații nu se produc însă numai la nivelul microneregularităților suprafeței, ci ele se transmit și la masa materialului piesei, fiind cu atît mai profunde cu cît presiunea de rulare este mai mare și cu cît duritatea suprafeței piesei este mai mică.

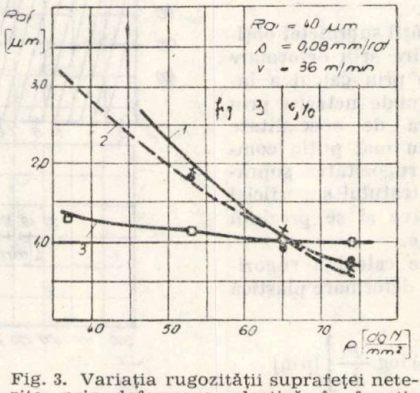


Fig. 3. Variația rugozității suprafeței netezite prin deformare plastică în funcție de presiunea de rulare.

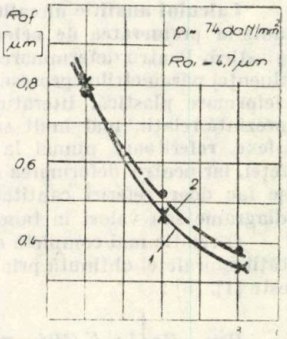


Fig. 4. Variația rugozității suprafeței netezite prin deformare plastică în funcție de numărul de treceri.

Pentru a oglindi cît mai corect, analitic, procesul de deformație, sete necesar să se țină seama de principalii factori care influențează gradul de deformare. în acest sens, se propune pentru calculul deformației plastice următoarea relație :

$$d = \frac{K \cdot Rai \cdot p \cdot i^m}{HRC^n} \ [\mu m]. \qquad (5)$$

Valorile coeficientului și exponenților sînt redați în tabelul 2.

În figurile 5, 6 și 7 se află prezentate : influența rugozității suprafeței, a presiunii de

Tabelul 2

K	m	n
0,19	0,15	0,40

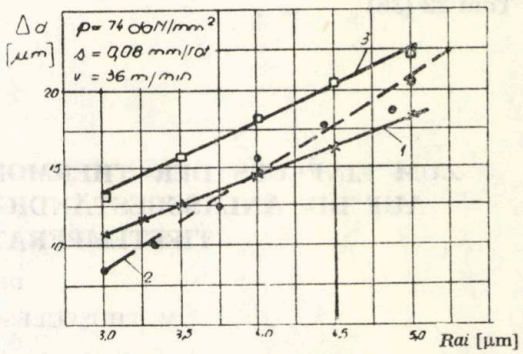


Fig. 5. Variația deformației plastice a suprafeței netezite în funcție de rugozitatea inițială a suprafeței.

apăsare și a numărului de treceri asupra valorii deformației plastice rezultate în procesul de netezire pentru piesele din OLC 45. Din diagrame, se observă că valorile obținute în urma calculului cu relația (5) (curba *1*) sînt apropiate de cele rezultate experimental (curba *2*).

Concluzii. Procedeul de netezire prin deformare plastică a primit o largă utilizare în ultimul timp. Acest fapt impune cunoașterea mai detailată a parametrilor procesului de prelucrare și a influenței lor asupra calității suprafeței prelucrate. În acest sens, s-a propus o relație de calcul a rugozității suprafeței prelucrate și o relație de stabilire a mărimii deformației plastice rezultate în procesul de netezire

Relațiile propuse sînt mai complete decît cele existente în literatură și caracterizează mai fidel prelucrarea de netezire prin deformare plastică.

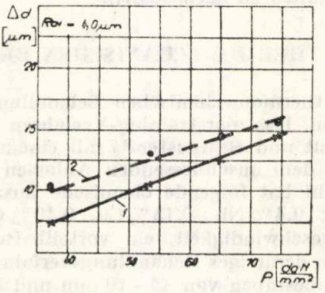


Fig. 6. Variația deformației plastice a suprafeței netezite în funcție de presiunea de rulare.

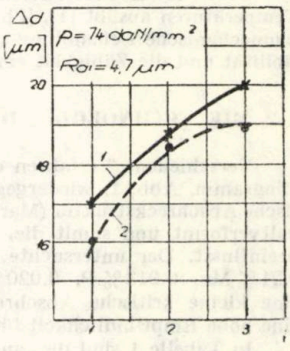


Fig. 7. Variația deformației plastice a suprafeței netezite în funcție de numărul de treceri.

BIBLIOGRAFIE

1. Berniker E. I., *Posadchi s natiagon v mașinostroienii*, Moscva 1966.
2. Cojerean P. și Nica C., Buletinul științific și tehnic al IPT Seria mecanică. Tom 18 (32) fasc. 1/1973.
3. Gavrilaș I. și Maier A. *Netezirea și ecruisarea suprafețelor prin rulare, alunecare și lovire.* Ed. Tehnică București 1972.
4. * * * *Mașinostroienie.* Tom. 1 Moskva 1948.
5. * * * *Manualul inginerului mecanic*, vol. I. Ed. Tehnică București 1959.
6. * * * *Finisarea suprafețelor prin deformare plastică*, I.D.T București 1966.

BEZIEHUNGEN ZWISCHEN DEN BEARBEITUNGSPARAMETERN DER DURCH PLASTISCHES VERFORMEN BEARBEITETEN ZYLINDRISCHEN AUSSENFLÄCHEN, UND DER ERZIELTEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Diese Arbeit bezieht sich auf das Glätten von zylindrischen Aussenflächen durch plastisches Verformen. Diesbezüglich wird je eine Rechenbeziehung sowohl zur Ermittelung der Rauheit der bearbeiteten Fläche, als auch der Grösse der beim Glätten verursachten plastischen Verformung, vorgelegt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

ZUM EINFLUSS DER THERMOMECHANISCHEN BEHANDLUNG AUF DIE ANLASSBESTÄNDIGKEIT VON 9% Ni-HÄLTIGEN TIEFTEMPERATURSTÄHLEN *

DE

M. TRUŞCULESCU, I. MITELEA

1. EINFÜHRUNG

Es ist bekannt, dass das Spektrum der mechanischen Eigenschaften der Stähle durch Abänderung der chemischen Zusammensetzung oder Anwendung von spezialen Behandlungsverfahren, erweitert werden kann.

Da Ni als Legierungselement in Stahl einen besonderen Einfluss auf die Eigenschaften bei tiefen Temperaturen ausübt [1], [2], wurde aus wirtschaftlichen Gründen das Problem gestellt, durch thermomechanische Behandlung „marstraining", die Festigkeitseigenschaften zu verbessern ohne die Duktibilität und die Zähigkeit empfindlich zu beeinflussen.

2. DIE TECHNOLOGIE DER THERMOMECHANISCHEN BEHANDLUNG „MARSTRAINING"

Verschiedene Verfahren der thermomechanischen Behandlung im allgemeinen, sind im Z.T.U-Diagramm, Abb. 1, wiedergegeben. Das marstraining-Verfahren besteht darin, dass man die klassische Abschreckstruktur (Martensit und Restaustenit) mit einem kleinen Verformungsgrad ($\varepsilon < 10\%$) kaltverformt und somit die, bei dem anschliessenden Anlassen auftretende Umwandlung, günstig, beeinflusst. Der untersuchte Stahl hat folgende chemische Zusammensetzung: 0,12% C, 0,11% Si 0,21% Mn, 0,013% P, 0,020% S, 9,4% Ni, 0,15% Cu, 0,40% Cr und wird gekennzeichnet durch eine kleine kritische Abschreckgeschwindigkeit, ein vorteilhaftes ZTU — Diagramm und dadurch, eine hohe Empflindlichkeit für ein derartiges Behandlungsverfahren.

In Tabelle 1 sind die, an Probestäben von $\varnothing - 10$ mm und $L - 110$ mm, angewandten Verfahren zusammengefasst.

Die Kaltverformung wurde mit Hilfe einer Zugmaschine, versehen mit einer Amslervorrichtung, an, in Wasser abgeschreckten Zugproben, durchgeführt.

Der grösste verwendete Verformungsgrad war 2,5% da bei grösseren Werten Einschnürungen an den Proben auftraten. Die Anlasstabilität wurde durch sklerometrische und Zugversuche mit gleichzeitigen elektronischen Gefügeuntersuchungen verfolgt.

3. EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE

In Abb. 2 ist der Verlauf der Vickershärte HV_5 in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur nach klassischer Behandlung und Martensitverformung mit verschiedenen Graden, wiedergegeben. Daraus ist zu entnehmen, dass die thermomechanische Behandlung zu einer empfindlich höheren Härte, als das klassische Verfahren führt, die bis 350 °C Anlasstemperatur hoch bleibt. Durch Anlassen des verformten Martensites bei 160 °C treten Ausscheidungen von sehr feinen Sekundärphasen an den Grenzen und Subgrenzen der Mosaikblöcke auf, und auf Grund der Zwischenwirkung Legierung-Versetzung, tritt eine schwache Sekundärhärtung auf

Da durch das „marstraining"-Verfahren, neben den phasischen Verfestigungen die bei der Martensitumwandlung auftreten, auch eine mechanische Verfestigung auftritt, ist die thermodynamische Instabilität der Gefügematrix viel grösser und die Erholungsphänomene (Abfallen der Spannungen zweiten Grades), die Bildung poligonaler Körner (Umordnung der Versetzungen auf Grund der Diffusion) oder Rekristallisation (Anwachsen der Kristalliten) sind bei dem anschliessenden Anlassen begün-

* Die Arbeit wurde an der Tagung „Verformung und Bruch", Magdenburg (D.D.R.) 23 . . . 27 August 1976, Vorgetragen.

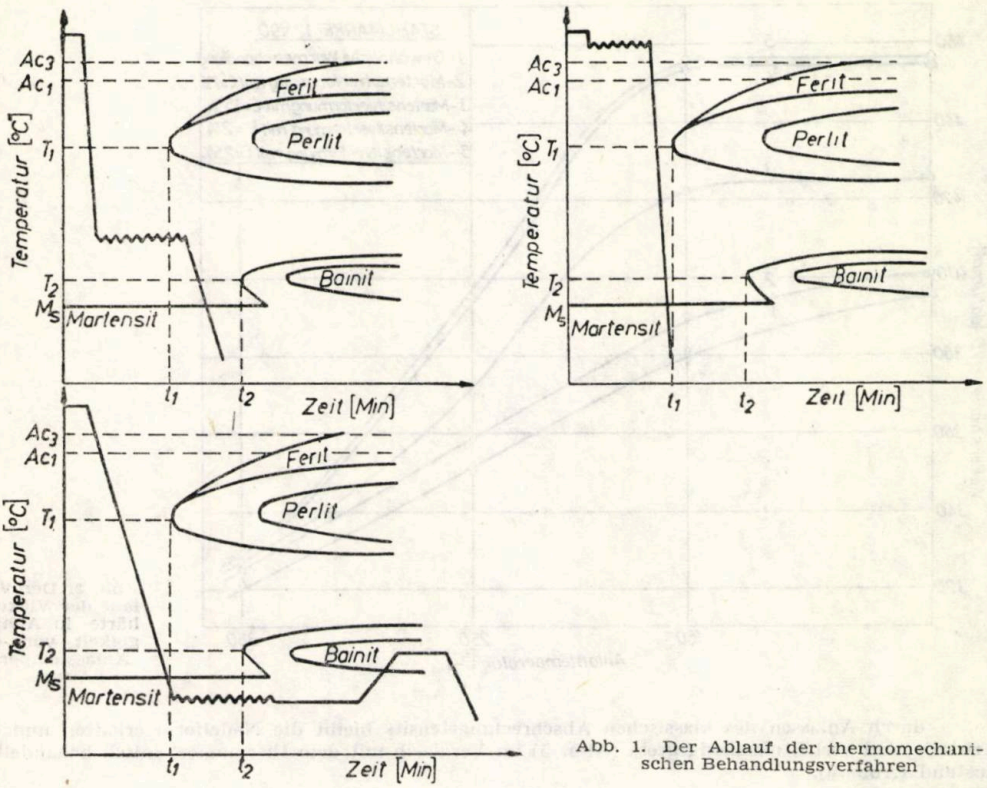


Abb. 1. Der Ablauf der thermomechanischen Behandlungsverfahren

Tabelle 1

Din angewandten thermischen und thermomechanischen Behandlungen

Stahl	Härten			Verformungsgrad Σ [%]	Anlassen		
	T [°C]	t [min]	Härtemittel		T [°C]	t [Min]	Abkühlmittel
12 Ni 90	810	30	Wasser	0 1 1,5 2 2,5	160... 350	120	Luft

stigt. Über die Umwandlungen in der Matrix lagern sich Seigerungsprozesse der Sekundärphasen. Phänomene, die sich gegenseitig stark beeinflussen. Somit kann gesagt werden, dass die erhöhte, thermodynamische Instabilität das verfestigten Martensits und die Karbidseigerung, in Korrelation mit der chemischen Zusammensetzung dieses Stahles, eine gute Anlassstabilität nur bis zu 350 °C erlauben. Mit Hilfe der Folientechnik wurden mit einem Elektronenmikroskop JEM 200 A Untersuchungen an der Gefügematrix und der, beim Anlassen geseigerten Phasen durchgeführt. In den Abbildungen 3 bis 9 sind einige kennzeichnende Mikrostrukturen, die die Festigkeitserhöhung durch thermomechanische Behandlung des Stahles rechtfertigen, wiedergegeben. Eine Analyse dieser, ergibt :

— im Vergleich mit der klassischen Härtestruktur (grosse Martensitnadeln, mit Versetzungen gesättigt — Abb. 3) wird durch Kaltverformung der Martensit verfeinert, dessen Dispersionsgrad und die Versetzungsdichte erheblich erhöht (Abb. 4).

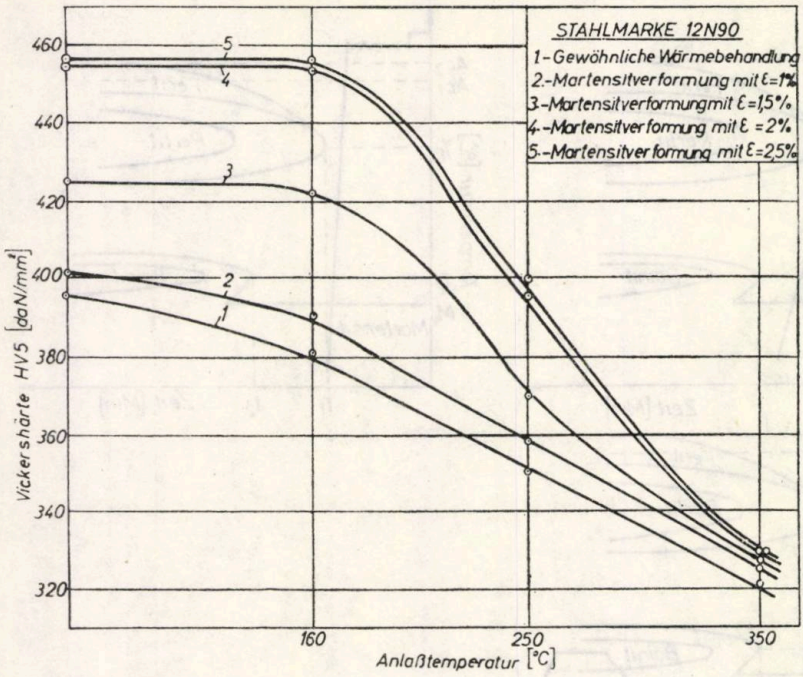


Abb. 2. Der Verlauf der Vickershärte in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur

— durch Anlassen des klassischen Abschreckmartensits bleibt die Nadelform erhalten und die Kristalle sind verhältnismässig gross (Abb. 5) im Vergleich mit dem thermomechanisch behandelten Zustand (Abb. 6).

— während im konventionell behandelten Stahl die geseigerten Phasen verhältnismässig zufällig verteilt sind (Abb. 7) wird durch das nichtkonventionelle Verfahren eine Ausscheidung von sehr feinen Teilchen ($<0{,}2$ µm) mit einer geordneten Verteilung und einer Orientierung nach den Martensitlamellen verursacht (Abb. 8).

— im thermomechanisch behandelten Stahl ist die Versetzungsdichte grösser und eine Verankerung dieser an die Karbidseigerungen wahrzunehmen (Abb. 9) [2]

— obzwar bei 350 °C Anlasstemperatur die Härteunterschiede der beiden Behandlungszustände klein sind, treten im Gefüge des verformten Stahles noch spezifische Erscheinungen, im Zusammenhang mit der Grösse, der Orientierung und Verteilung der Karbide im Ferrit (Abb. 8 im Vergleich mit Abb. 7) auf.

Zur Ergänzung der sklerometrischen und mikroskopischen Untersuchung wurden Zugversuche bei Raumtemperatur und bei —196 °C durchgeführt.

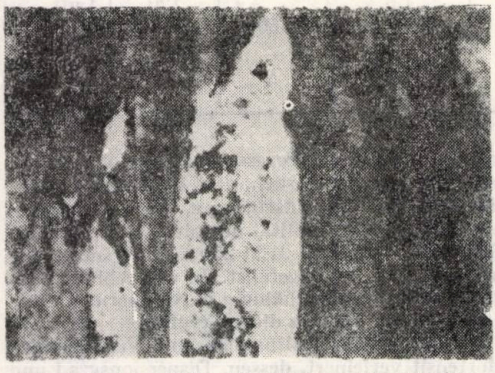


Abb. 3. Stahl 12Ni90. Klassisches Abschreckgefüge *ME* ×50000

Abb. 4. Stahl 12Ni90. Abgeschreckt und mit $\varepsilon=2{,}5\%$ verformt *ME* ×50000

Der Verlauf der statischen Zugversuchswerte mit der Anlasstemperatur, für beide Behandlungsverfahren ist in Abb. 10 und 11 dargestellt. Bei dem konventionell behandelten Stahl tritt bei 250 °C Anlasstemperatur eine Sekundärverfestigung auf, verursacht durch den grossen Restaustenitanteil der durch Anlassen umgewandelt wird. Das nichtkonventionelle Verfahren verringert die Sekundärhärtespitze und verschiebt sie zu tieferen Temperaturen. Dieses Phänomen ist auf die Verringerung der thermodynamischen Stabilität des Martensits zurückzuführen die den Zerfall in der ersten Anlassstufe begünstigt. Bei 350 °C Anlasstemperatur ist eine Herabsetzung der Härte des thermomechanisch behandelten Stahles ersichtlich, auf Grund des Anlassvorgangs im verformten Martensit (Herabsetzung der Spannungen zweiten Grades, Umordnung und Verringerung der Versetzungsdichte, usw).

Abb. 5. Stahl 12 Ni 90. Abgeschreckt und bei 250 °C angelassen *ME* ×50000

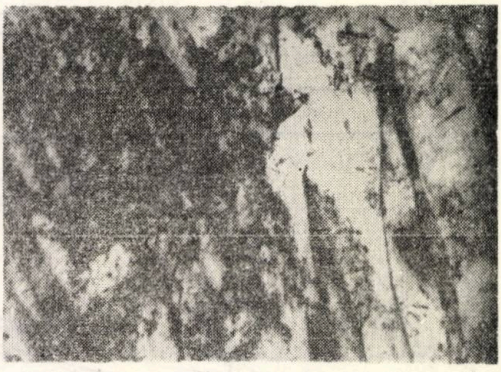


Abb. 6. Stahl 12 Ni 90. Abgeschreckt, mit ε=2,5% verformt und bei 250 °C angelassen. *ME* ×50000

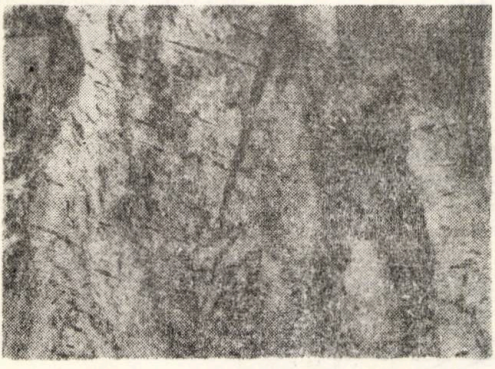


Abb. 7. Stahl 12 Ni 90. Abgeschreckt und bei 350 °C angelassen. *ME* ×50000

Abb. 8. Stahl 12 Ni 90. Abgeschreckt, mit ε=2,5% verformt und bei 250 °C angelassen

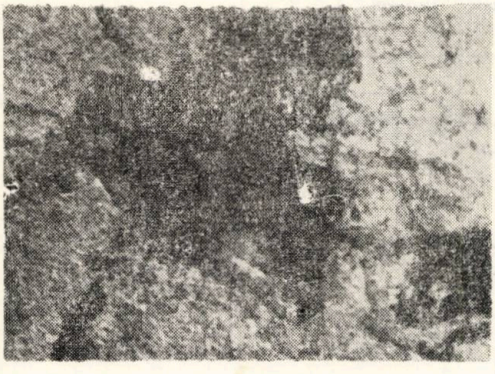


Abb. 9. Stahl 12 Ni 90. Versetzungen und ausgeschiedene Sekundärphasen. Abgeschreckt, mit ε=2,5% verformt und bei 250 °C angelassen

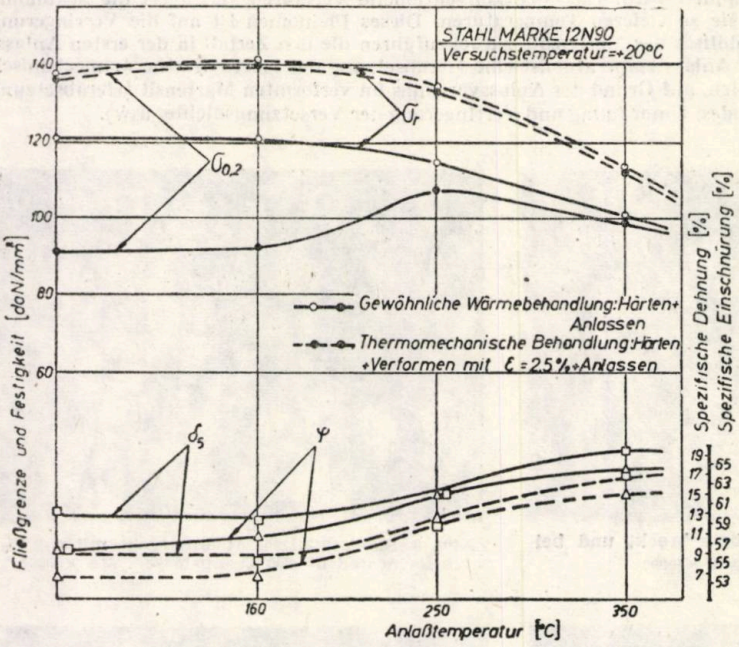


Abb. 10. Der Verlauf, der im Zugversuch bei +20 °C bestimmten Eigenschaften in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur

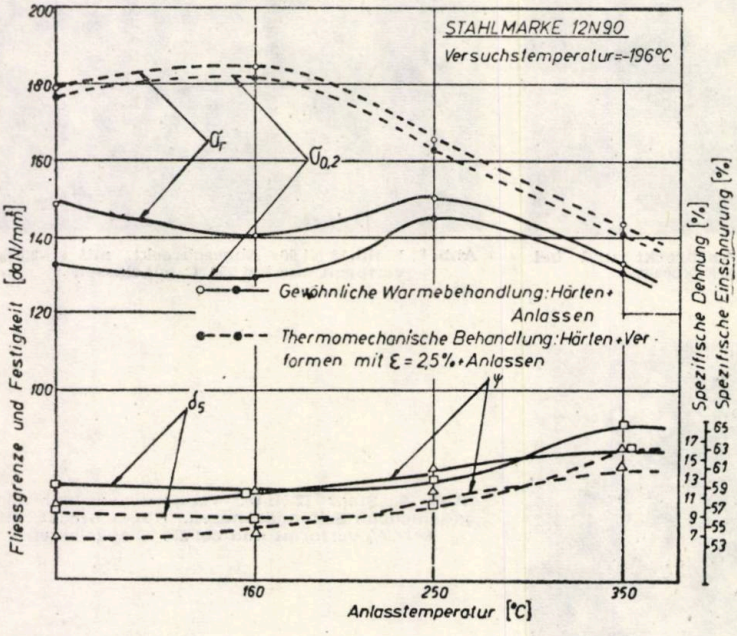


Abb. 11. Der Verlauf, der im Zugversuch bei —196 °C bestimmten Eigenschaften in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur

SCHLUSSFOLGERUNGEN

Frühere Untersuchungen haben ergeben, dass dieser Stahl bis zu 150 °C eine hohe Anlassbeständigkeit aufweist. Durch die Anwendung der „marstraining" — Behandlung wird dieses Phänomen verstärkt wie aus den Abbildungen 2 ; 10 ; 11 und den Mikrostrukturen in den Abb. 3, 8, 9 ersichtlich ist. Diese Erhöhung der Anlassbeständigkeit durch thermomechanische Behandlung wird gerechtfertigt durch :

— die Anwesenheit von sehr feinen und gleichmässig verteilten Seigerungen, verursacht durch die thermomechanische Bearbeitung, die die Versetzungswanderung bremsen. Somit wird die erhöhte Beständigkeit, wie auch die Aufweiterung des Spektrums der mechanischen Eigenschaften erklärt, und

— während dem Anlassen wächst die Mobilität der Atome. Im ersten Anlassbereich des untersuchten Stahles ist die Diffusion der Kohlenstoffatome sehr gering oder auch Null und der Gefügezustand ändert sich erst wenn die Temperatur von 160 °C überschritten wird. Wird die Anlasstemperatur über 160 °C erhöht so werden die Diffusionsvorgänge verstärkt und somit bei 350 °C, füt beide Behandlungsverfahren, vergleichbare Eigenschaftsspektren erzielt.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Fred R. Schwartzberg: Selecting structural materials for cryogenic service. Metal Progress vol. 96, July 1969, p. 52—57.
2. Mitelea, I. Truşculescu M. : Acţiunea tratamentului termomecanic asupra densităţii de dislocaţii, în oţelurile criogenice aliate cu Ni şi Ni-Co. Metalurgia nr. 2, 1976, p. 88—92.
3. Hougardy, H. P., Rose, A: Eigenschaftsänderung von Stahl durch thermomechanische Behandlung. Härterei-Techn. Mitt. 24 (1969) Heft 1, S. 6—10
4. Heimendahl, M.: Einführung in die Elektronenmikroskopie. Verfahren zur Untersuchung von Werkstoffen und anderen Festkörpern. 1970. R.F.G.

INFLUENŢA TRATAMENTULUI TERMOMECANIC ASUPRA STABILITĂŢII LA REVENIRE A OŢELULUI CRIOGENIC ALIAT CU 9% Ni

REZUMAT

Aplicarea tratamentului termomecanic bazat pe deformarea la rece a structurii de călire, oţelului criogenic cu 0,11 % C şi 9 % Ni, provoacă o creştere substanţială a caracteristicilor de rezistenţă mecanică (20...40 %) şi o mărire a stabilităţii la revenire pînă la temperaturi de 300 °C.

Cercetările metalografice electronice efectuate pe folii metalice, atestă o finisare accentuată a cristalelor martensitice, o modificare a morfologiei acesteia şi o creştere puternică a densităţii de dislocaţii.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

DAS ANLASSVERHALTEN DES 3,5% Ni-HÄLTIGEN TIEFTEMPERATURSTAHLES

DE

A. M. TACHE, I. CARŢIŞ, I. MITELEA

Für criogenische Zwecke hat der Technologe die Möglichkeit unter einer Reihe Eisen- und Nichteisenlegierungen, nach der Betriebsbelastung des Fertigungsteiles, zu wählen. Weitläufige Anwendung finden sowohl die Ni-legierten wie auch die austenitischen Cr-Ni-legierten Stähle.

Da die Ni-legierten Stähle (1,5...9% Ni) ein weites Spektrum von günstigen mechanischen Eigenschaften für die Ausbeutung bei tiefen Temperaturen und auch wirtschaftliche Vorteile aufweisen, wurde diesen in unseren Forschungsarbeiten besondere Aufmerksamkeit geschenkt. Die Eigenschaften dieser Werkstoffe werden von der Art, der Menge und der Grösse der anwesenden Gefügebestandteilen bestimmt.

Die 3,5% Ni-haltigen Stähle haben ein aus Ferrit und Perlit bestehendes Gefüge und die Eigenschaften hängen von der Ferritkorngrösse, dem Perlitanteil und der Morphologie der Ausscheidungsphasen ab.

In der Arbeit werden die Phasenumwandlungen während dem Anlassen eines derartigen Stahles untersucht, um ein optimales, thermisches Bearbeitungsverfahren, das dem Werkstück Betriebssicherheit bis zu −100 °C Betriebstemperatur gibt, zu bestimmen.

2. ARBEITSMETHODIK

Die experimentellen Untersuchungen wurden an dem Stahl 10 *Ni* 35, dessen chemische Zusammensetzung in Tabelle 1 angegeben ist, durchgeführt.

Tabelle 1

Chemische Zusammensetzung des Stahles 10 Ni 35

Schmelze	C	Mn	Si	S	P	Cr	Ni	Al
49 435	0,08	0,42	0,33	0,012	0,024	0,10	3,78	0,050

Da in der Praxis dieser Stahl sowohl im gehärteten und angelassenen wie auch im normalisierten und angelassenen Zustand verwendet wird, wurden beide technologischen Varianten untersucht. Dazu wurden Härtemessungen und Bestimmung des elektrischen Widerstandes, verbunden mit der Elektronenmetallographie angewandt.

Die optimalen Härte- bzw. Normalisierungsbedingungen wurden durch vorhergehende experimentelle Versuche bestimmt [1] und nur das Anlassverhalten untersucht.

3. EXPERIMENTELLE ERGEBNISSE

3.1. Härtemessungen

Die Härtemessungen HV_{10} erlauben eine makroskopische Abschätzung der, während des Anlassens auftretenden Gefügeumwandlungen, sowohl was die Karbidphasen, wie auch die Ferritmatrix anbelangt. In Abb. 1 ist das Anlassverhalten des Stahles durch den Härteverlauf, in Abhängigkeit

* Die Arbeit wurde an der Tagung „Verformung und Bruch“, Magdenburg (D.D.R.) 23 . . . 27 August 1976, Vorgetragen.

von der Anlasstemperatur illustriert, sowohl für den gehärteten Zustand wie auch für den normalisierten. Daraus ist zu entnehmen, dass für die Behandlungsvariante" Abschrecken und Anlassen" die Härte bis zu 580 °C ständig abnimmt und dann praktisch unverändert bleibt. Der Einfluss der Anlassdauer besteht darin, dass die Diffusionsphänomene die Ausscheidung, Anwachsen und selbst die Zusammenballung der Karbidteilchen, begünstigt sind. Der Zustand „normalisiert und angelassen" führt zu kleineren Härtewerten im Vergleich zur ersten Variante (Abb. 1) und es treten auch keine merklichen Härteunterschiede in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur auf.

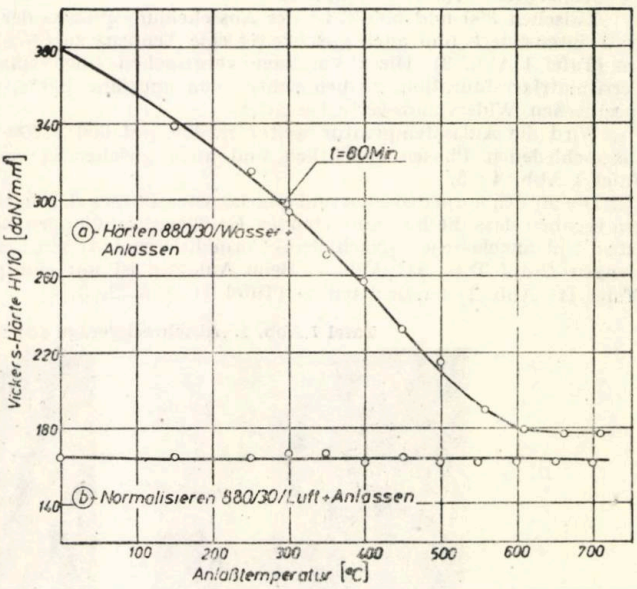


Abb. 1. Härteverlauf in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur

3.2. Veranschaulichung des Ausscheidungs- und Zusammenballungsgrades der Sekundärphasen

Mit Hilfe einer Thompson-Brücke wurden Messungen des spezifischen Widerstandes an Proben mit $\varnothing = 5$ mm und $L = 70$ mm vorgenommen. Die Proben waren gehärtet und bei verschiedenen Temperaturen, aber gleicher Anlassdauer, angelassen. Für jedes Anlasstemperaturniveau wurden drei Proben, an denen mehrere Messungen für je 20 mm Effektivlänge vorgenommen wurden, verwendet.

In Abbildung 2 ist der Verlauf des spezifischen Widerstandes in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur veranschaulicht.

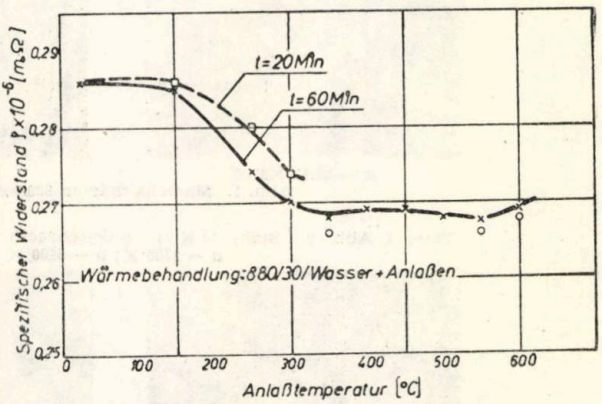


Abb. 2. Der Verlauf des spezifischen elektrischen Widerstandes in Abhängigkeit von der Anlasstemperatur

Wie zu erwarten war, führt der gehärtete bzw. gehärtete und bei niedrigen Temperaturen angelassene Zustand, gekennzeichnet durch hohe Werte der Verdrehungen des übersättigten Ferritnetzes, zu Höchstwerte des Widerstandes. Eine Erhöhung der Anlasstemperatur bis zu 350 °C verursacht einen ständigen Abfall des spezifischen Widerstandes auf Grund der Ausscheidungserscheinungen von Sekundärphasen, bzw. der Herabsetzung des Übersättigungsgrades und somit der Netzfehler. Bei höheren Temperaturen ist der spezifische Widerstand praktisch unverändert, der Härteabfall aber, als Folge der Rekristallisationsphänomene „in situ", der Substrukturbildung durch Eingliedern der kleinen Körner von Seiten der grossen, ohne die Orientierung zu ändern, zu erklären.

3.3. Metallographische Untersuchungen

Die beim Anlassen auftretenden Gefügeumwandlungen wurden durch optische und Elektronenmetallographie untersucht. Die Ergebnisse sind in voller Übereinstimmung mit den Härtewerten und elektrischen Messungen. Die Elektronenbilder sind mit einem Elektronenmikroskop *BS*-613 aufgenommen. Dazu wurden von den angeätzten Probenschliffen Matrizenabdrücke, Kohlenstoff-Kollodium, hergestellt und mit Cr in einer Anlage *B*-30-1 bedampft.

Die Mikrostrukturen für den gehärteten und angelassenen Zustand sind in Tafel 1 zusammengefasst.

Die Abbildung 1— Tafel I, widergibt eine typische Härtestruktur von Abschreckmartensit und Restaustenit.

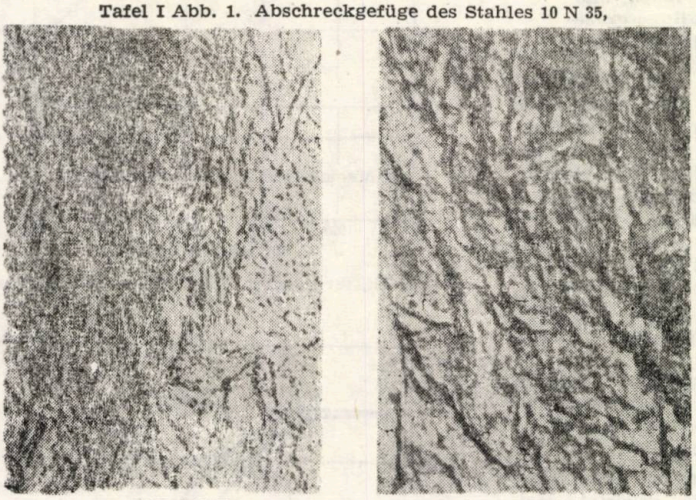
Nach dem Anlassen bei 250 °C sind in der Martensitnadel schon feine Karbidausscheidungen zu beobachten, Tafel I. Abb. 2.

Zwischen 300 und 500 °C ist der Ausscheidungsprozess der Karbidteilchen mit hohem Streuungsgrad intensiviert und auch gleichzeitig eine Tendenz zur Neubildung der Ferritmatrix zu beobachten (Tafel I Abb. 3). Diese Vorgänge verursachen einen ständigen Härteabfall. Die Tendenz der Ferritmatrixrestauration, zu beobachten von ungefähr 400 °C Anlasstemperatur, ist auch durch die spezifischen Widerstandswerte bestätigt.

Wird die Anlasstemperatur weiter erhöht, auf 600...700 °C, so ist eine Zusammenballung der ausgeschiedenen Phasen ersichtlich und auch gleichzeitig eine Rekristallisation der Ferritmatrix, Tafel I Abb. 4 ; 5.

Die an den normalisierten und angelassenen Proben durchgeführten mikroskopischen Untersuchungen ergaben dass die hier auftretenden Gefügeumwandlungen weniger intensiv sind, als an den gehärteten und angelassenen. Nach dem Normalisieren tritt ein Gefüge, bestehend aus F, P und kleine Mengen B auf Tafel III Abb. 1. Beim Anlassen ist nur eine partielle Kugelbildung des Zementites (Tafel III Abb. 1) zu beobachten (Tafel II Abb. 2, 3, 4).

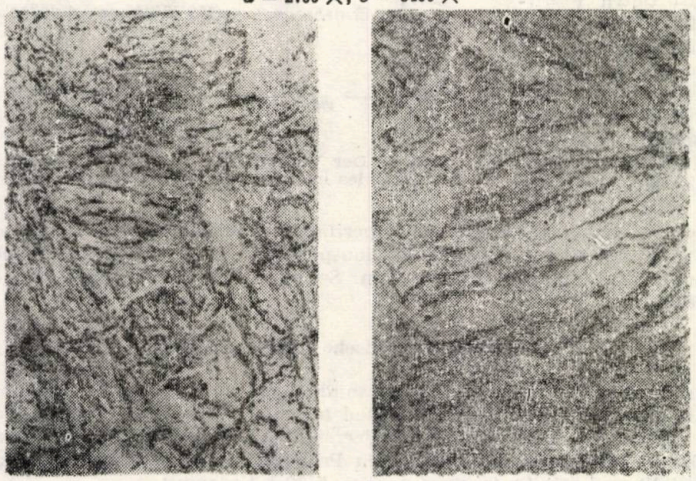
Tafel I Abb. 1. Abschreckgefüge des Stahles 10 N 35,



a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400

Abb. 1. Martensithärten 880/30/Wasser

Tafel I Abb. 2. Stahl 10 N 35, abgeschreckt bei 250 °C angelassen. *a* — 2700 ×; *b* — 5400 ×



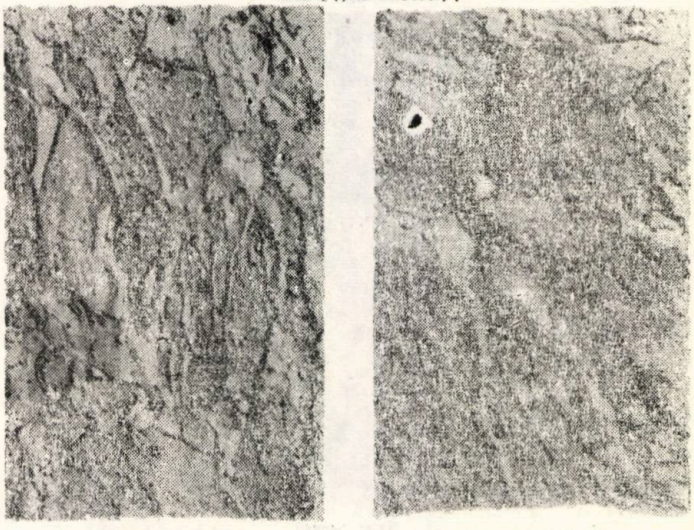
a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400

Abb. 2. Härten+Anlassen bei 250/90/Luft

Tafel I Abb. 3. Stahl 10 N 35, abgeschreckt und bei 400 °C angelassen.
a — 2700 ×; *b* — 5400 ×

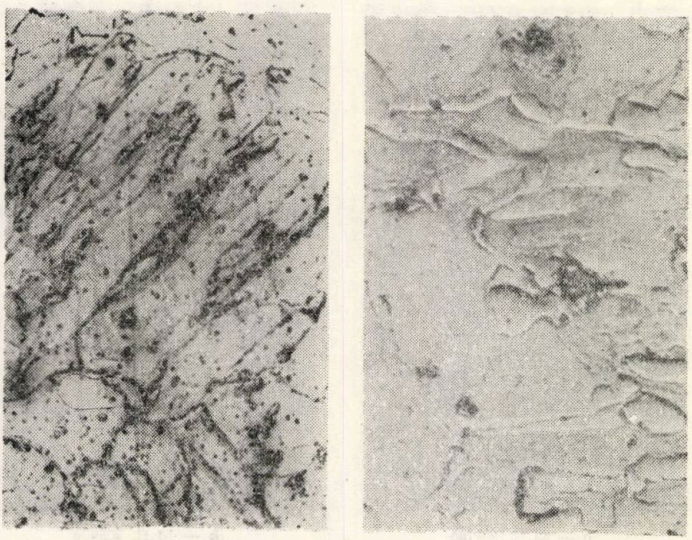
a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400
Abb. 3. Härten+Anlassen bei 400/90/Luft

Tafel I Abb. 4. Stahl 10 N 35, abgeschreckt und bei 600 °C angelassen.
a — 2700 ×; *b* — 5400 ×



a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400
Abb. 4. Härten+Anlassen bei 600/90/Luft

Tafel I Abb. 5. Stahl 10 N 35, abgeschreckt und bei 700 °C angelassen.
a — 2700 ×; *b* — 5400 ×

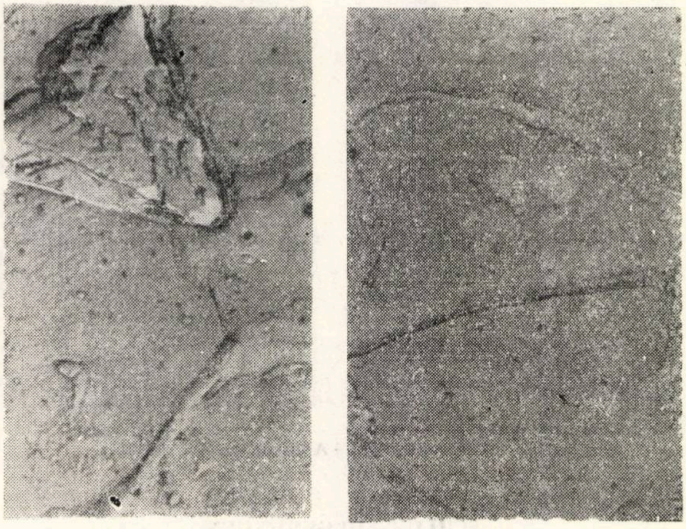


a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400
Abb. 5. Härten+Anlaßen bei 700/90/Luft

Tafel II Abb. 1. Stahl 10 N 35,
normalisiert, 2700 ×

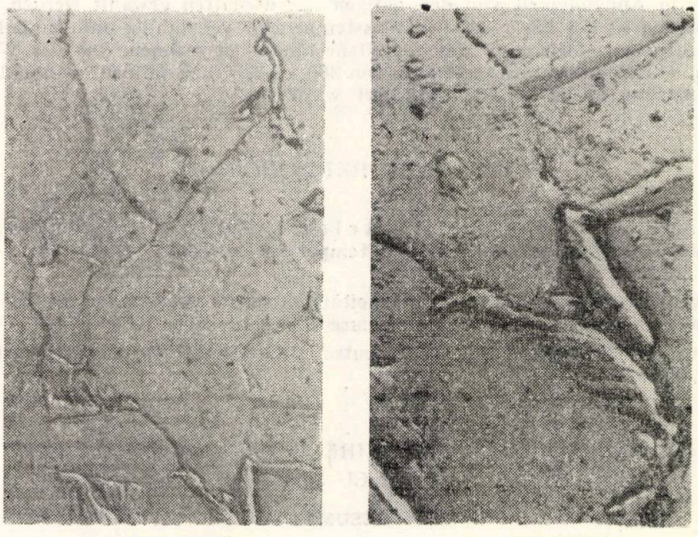
M.E. ×2700
Abb. 1. Normalisieren
880/30/Luft

Tafel II Abb. 2. Stahl 10 N 35, normalisiert und bei 250 °C angelassen.
a — 2700 ×; *b* — 5400 ×



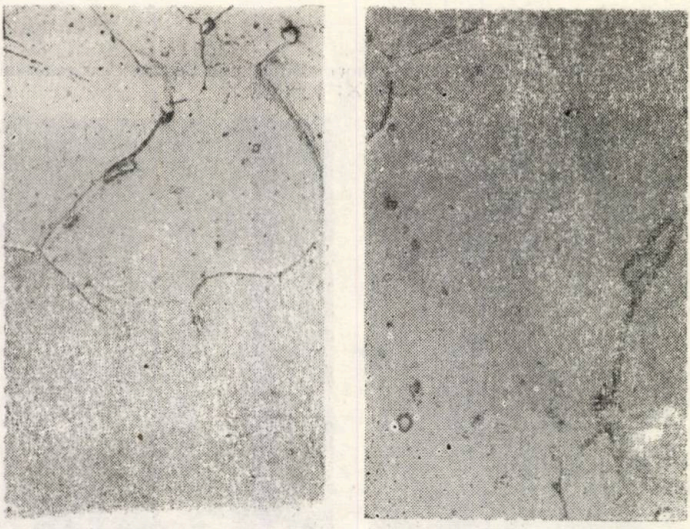
a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400
Abb. 2. Normalisieren+Anlaßen bei 250/90/Luft

Tafel II Abb. 3. Stahl 10 N 35, normalisiert und bei 400 °C angelassen.
a — 2700 ×; *b* — 5400 ×



a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400
Abb. 3. Normalisieren+Anlaßen bei 400/90/Luft

Tafel II Abb. 4. Stahl 10 N 35, normalisiert und bei 600 °C angelassen.
a — 2700 ×; *b* — 5400 ×



a — M.E. ×2700 *b* — M.E. ×5400
Abb. 4. Normalisieren+Anlassen bei 600/90/Luft

SCHLUSSFOLGERUNGEN

Das Hauptproblem das an diesem Stahl auftritt, besteht darin, eine optimale Behandlung anzuwenden, die dem Stahl eine hohe Stabilität des Gefüges und somit der Eigenschaften sichert. Da die zweite technologische Variante, Normalisieren und Anlassen, zu einem Mischgefüge und somit keiner hohen Homogenität führt, schliessen wir auf ein Wärmebehandlungsverfahren, bestehend aus Abschrecken und Anlassen. Wie die Widerstandswerte und auch das Mikrogefüge beweisen, kann die Anlasstemperatur in Abhängigkeit von den nötigen Eigenschaften gewählt werden. Der eigentliche Ausscheidungsvorgang ist bei 350...400 °C Anlasstemperatur vollständig und somit kann man schon mit einer guten Struktur — wie auch Eigenschaftsbeständigkeit rechnen. Soll das Werkstück höhere Festigkeit haben, so ist eine Anlasstemperatur von 360...380 °C zu wählen, während eine hohe Duktilität, durch Anlassen bei 500...600° gesichert wird.

LITRAETURERZVEICHNIS

1. Truşculescu M., Tache A. M., Mitelea I, Budău V: Studiu documentar asupra materialelor criogenice folosite la temperaturi cuprinse între — 50...— 269 °C. Protocol ICEM, Bucureşti, 1975
2. Tache A. M. Contribuţii la aprecierea tenacităţii oţelurilor prin intermediul proprietăţilor magneto-electrice. Sesiunea ICEM Bucureşti, 8—10 sept. 1976
3. Schumann H: Metallographie, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1974, Leipzig, D.D.R.

COMPORTAREA LA REVENIRE A OŢELULUI CRIOGENIC ALIAT CU 3,5% Ni

RÉSUMÉ

Se analizează comparativ transformările structurale apărute în oţelul criogenic cu 0,1% C şi 3,5 % Ni tratat termic fie prin normalizare-revenire, fie prin călire-revenire.

Încercările sclerometrice asociate cu rezultatele examinărilor metalografice electronice permit aprecierea valorilor optime ale parametrilor de tratament termic.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

CERCETĂRI EXPERIMENTALE ASUPRA ÎMBINĂRILOR CU STRÎNGERE

DE

P. COJEREAN, L. BAGIU

1. CONSIDERAŢII GENERALE.

Ajustajele cu strîngere transmit forţe prin frecarea ce se realizează între suprafeţele de contact. Din cauza diferenţelor de dimensiuni existente între arbore şi alezaj, apar tensiuni în îmbinare, care în suprafeţele de contact ale celor două piese produc presiuni. La rîndul lor presiunile creează aderenţe între suprafeţe care se opun deplasării axiale şi răsucirii.

Literatura de specialitate [4], [6], [7] şi cercetările experimentale [3], [8], apreciază că, calitatea unei îmbinări cu strîngere este influenţată de foarte mulţi factori, dintre care mai importanţi sînt : mărimea strîngerii, calitatea materialului, grosimea pereţilor alezajului, calitatea suprafeţei de îmbinare, diametrul arborelui şi lungimea de îmbinare etc. Totuşi, din punct de vedere al ponderii de influenţă, mărimea strîngerii, ca şi caracteristică a îmbinării este factorul cel mai hotărîtor.

Lucrarea are un caracter experimental şi are ca scop evidenţierea influenţei strîngerii relative, a raportului diametrelor ajustajelor (d/d_2) şi a calităţii materialului asupra forţelor de presare şi de depresare.

2. ASPECTE TEHNOLOGICE, INSTALAŢIA ŞI METODICA DE LUCRU.

Cercetările s-au efectuat asupra ajustajelor cu strîngere $\varnothing\ 30\ \frac{H7}{p6}$ şi $\varnothing\ 30\ \frac{H7}{r6}$, fiind primele două ajustaje cu strîngere preferenţiale [9], care asigură printr-o presare uscată o fixare de la suficient pînă la mijlociu, pentru piese din oţel şi fontă sau pentru neferoase montate pe piese din oţel. S-a apelat la „metoda îmbinării selective" [7], utilizată în scopul obţinerii unei precizii prescrise şi a unor strîngeri dirijate, împărţind întregul domeniu atît $p6$ şi $r6$ în cinci intervale (notat 1...5) cît şi $H7$ (notat I...V). (Fig. 1).

În ceea ce privesc probele, pentru alezaje s-au folosit inele cilindrice cu dimensiunile exterioare indicate în tabelul 1, iar arborii au avut formă ciiindrică, plini. Lungimea de îmbinare s-a ales de 30 mm.

Arborii, pentru intervalul de dimensiuni $\varnothing$ 30,050... $\varnothing$ 30,026 mm şi la o netezime a suprafeţei de îmbinare Ra=0,3...0,8 μm s-au prelucrat prin rectificare, iar alezajele pentru intervalu de dimensiuni $\varnothing$ 30,000... $\varnothing$ 30,025 mm şi la o netezime a suprafeţei de îmbinare Ra=1,0...2 μm s-au prelucrat prin rectificare, respectiv prin strunjire de finisare.

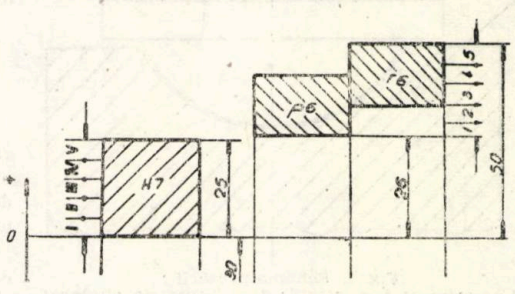


Fig. 1. Cîmpurile de toleranţe considerate, împărţite în intervale de 5 μm.

Pe baza indicaţiilor din literatura de specialitate [4], [5], [6] şi a rezultatelor experimental obţinute [1], [3], [8] s-au luat măsuri constructive privind teşirea capătului arborilor, respectiv alezajul bucşei, în scopul uşurării montajului şi a evitării efectului de „răzuire".

După prelucrările mecanice, dimensiunile efective ale alezajelor au fost măsurate cu un dispozitiv de măsurat interior cu comparator, avînd valoarea diviziunii scării de 1 μm, iar dimensiunile efective ale arborilor s-au măsurat cu un pasametru.

Condiţiile de montare şi de demontare a îmbinării au putut fi realizate prin metoda presării longitudinale a arborilor în alezaje, metodă evidenţiată în lucrările [3], [6], [8]. S-a folosit o maşină

Tabelul 1

Grupa	Diametrul nominal al arborelui (d) mm	Diametrul exterior al alezajului (d_2) mm	Raportul d/d_2
1	30	36	0,83
2		40	0,75
3		50	0,60
4		60	0,50

de încercat universală de 5 tf, avînd o viteză de presare constantă de 25 mm/min, precizia de măsurare $\pm 1\%$ și cu posibilități de înregistrare a încărcării pe unitate de lungime.

Presarea arborilor în alezaje a ridicat probleme, în ceea ce privește asigurarea unei poziții corecte de pătrundere. S-a constatat apariția unor rizuri, degradări ale suprafețelor de îmbinare din cauza descentrării, a pătrunderii oblice și a deformației incorecte a arborelui și chiar a alezajului. Din această cauză a fost necesar introducerea și utilizarea la presare a unui dispozitiv suplimentar (Fig. 2), avînd ca parte mai importantă bucșa de ghidare (3), de înălțime 1/3 din lungimea arborelui și dimensiunea găurii în așa fel aleasă încît formează cu arborele un ajustaj alunecător. Astfel se asigură ca forța de presare să acționeze pe axul pieselor ce urmează să fie îmbinate.

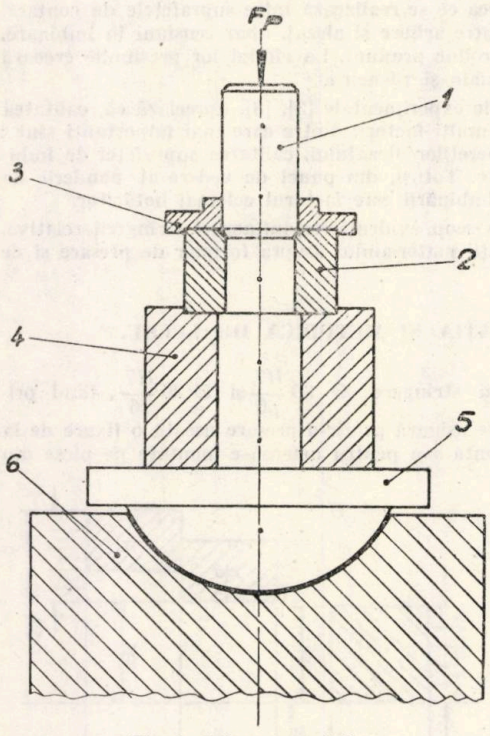


Fig. 2. Schema presării :
1 — arbore; *2* — alezaj; *3* — bucșa de ghidare; *4* — bucșă de sprijin; *5* — calotă sferică de centrare; *6* — batiul mașinii.

S-a ținut seama de indicațiile bibliografice [2], [8], care arată că rezistența unei îmbinări cu strîngere este recomandabil să se verifice după cel puțin 48 ore de la presare, timp necesar pentru realizarea în îmbinare a unor forțe de aderență corespunzător.

Pentru studiul parametrilor cercetați, la experimentări, s-au folosit un număr corespunzător de probe pentru fiecare punct, ținîndu-se seama de asigurarea condițiilor de stabilire a unui domeniu de dispersie restrîns al rezultatelor.

3. REZULTATELE EXPERIMENTALE ȘI INTERPRETAREA LOR

Pentru construcția și interpretarea diagramelor s-au folosit valorile forțelor de presare maxime, obținute după presările fiecărei probe pe lungimea de 30 mm, respectiv forțele de depresare, valorile maxime rezultate la începutul depresării.

Urmărind diagramele din figura 3, 4, 5, în care sînt reprezentate variația forțelor de presare (F_p) și de depresare (F_d) în funcție de strîngerea medie relativă $\left(\frac{Sm}{d}\right)$ exprimată în $\left(\frac{\mu m}{mm}\right)$, la diferite raporturi $\frac{d}{d_2}$, în cazul unor ajustaje din oțel OLC 45 (STAS 880-66) și ajustaje la care alezajele au fost confecționate din fontă Fc 20 (STAS 568-61) și din bronz Bz 14 (STAS 197-60), se constată o caracteristică comună și anume că forțele F_p și F_d cresc liniar odată cu creșterea strîngerii $\frac{Sm}{d}$ și că curbele au tendință de trecere prin originea axelor de coordonate. Această situație apare datorită faptului că ajustajele lucrînd în domeniul deformațiilor elastice, prin mărirea raportului dimensiunilor de contact apare normal o tensiune crescîndă care determină în mod corespunzător o creștere a forțelor.

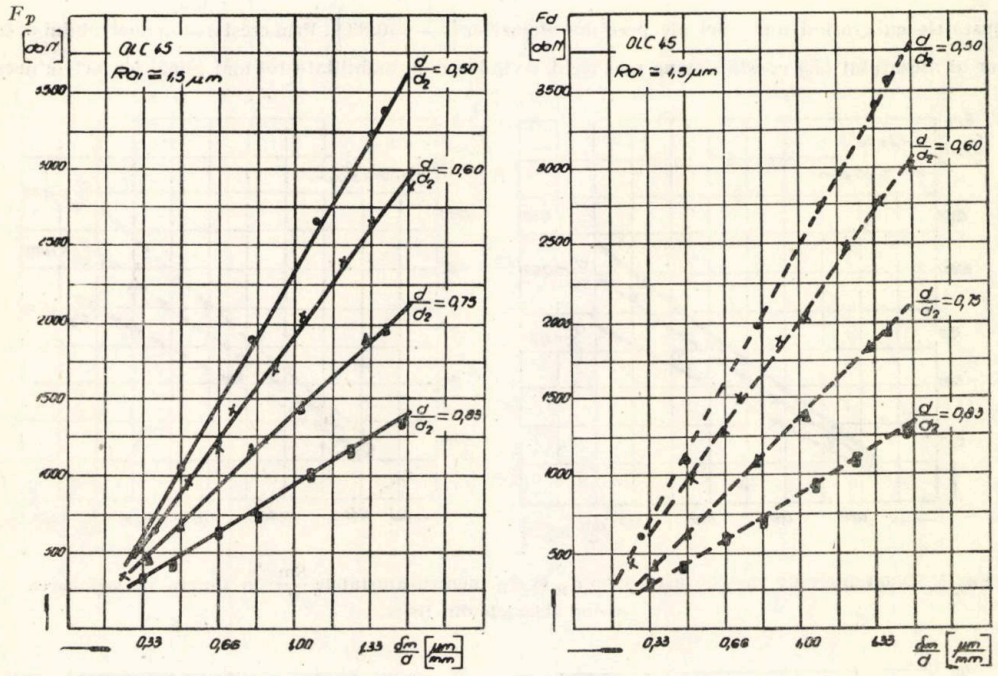


Fig. 3. Diagramele de variație a forțelor F_p și F_d în funcție de strîngerea $\frac{Sm}{d}$, pentru OLC 45.

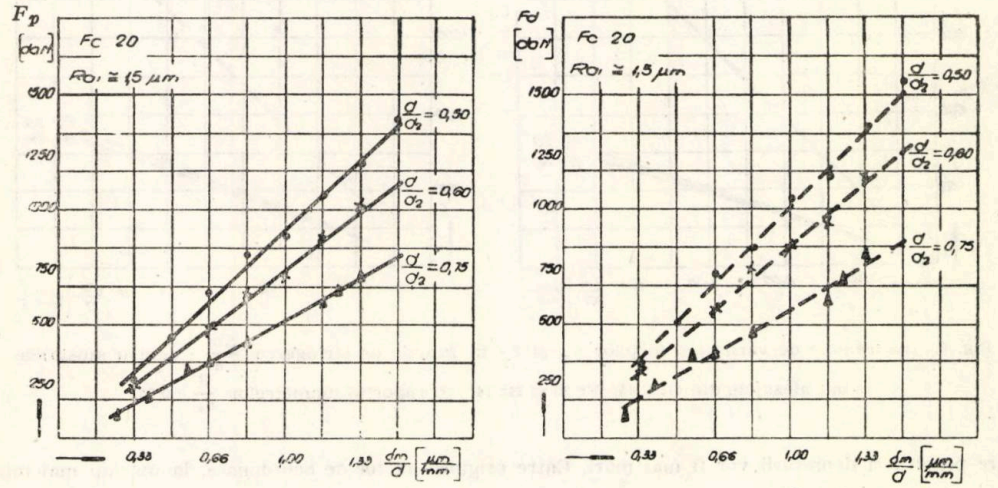


Fig. 4. Diagramele de variație a forțelor F_p și F_d în funcție de strîngerea $\frac{Sm}{d}$, pentru OLC 45. avînt alezajele din Fc 20.

Prin modificarea raportului $\frac{d}{d_2}$ se obţin diferite valori ale forţelor F_p şi F_d. Valorile cele mai mari ale forţelor se obţin la ajustajele cu grosimi mai mari ale pereţilor alezajelor $\left(\frac{d}{d_2}=0{,}50\right)$, faţă de ajustajele cu grosimi mai mici ale pereţilor alejazelor $\left(\frac{d}{d_2}=0{,}83\right)$. Prin creşterea diametrului exterior al alezajului (d_2) acesta devine mai rigid, avînd o deformabilitate tot mai mică, iar forţele nece-

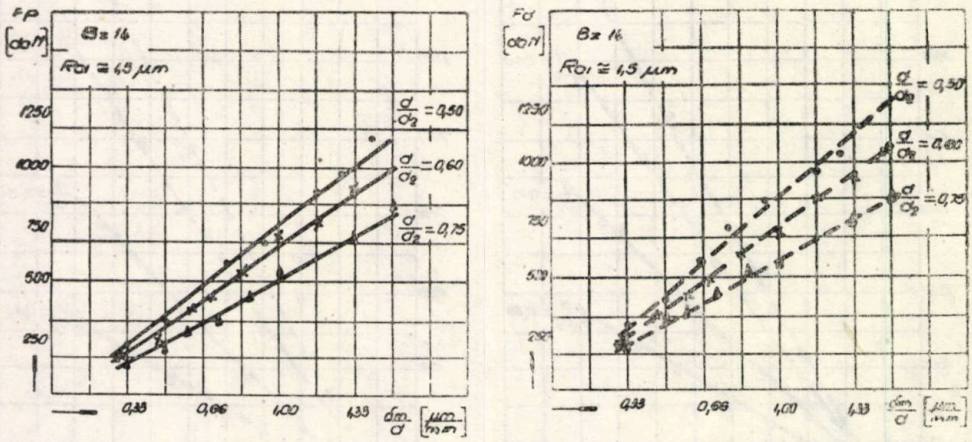


Fig. 5. Diagramele de variaţie a forţelor F_p şi F_d, pentru ajustajele $\frac{Sm}{d}$ în funcţie de strîngerea avînd alezajele din Bz 14.

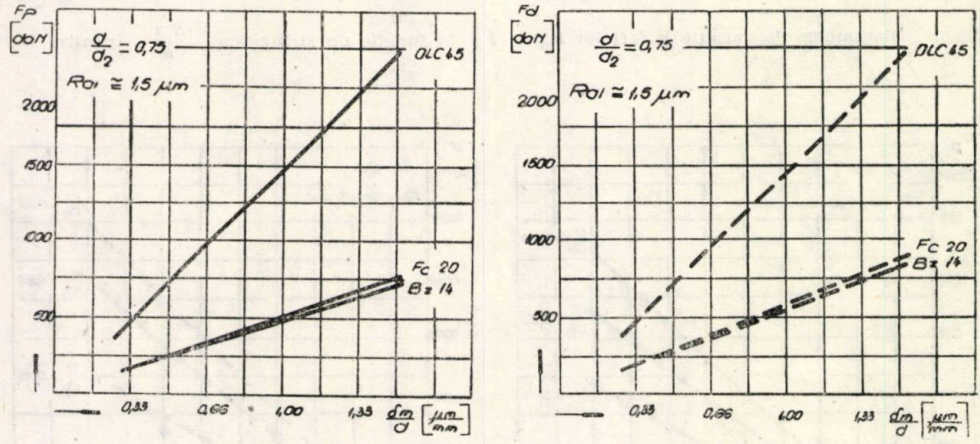


Fig. 6. Diagramele de variaţie a forţelor F_p şi F_d în funcţie de strîngerea $\frac{Sm}{d}$, pentru ajustajele avînd alezajele din OLC 45, Fc 20 şi Bz 14, cu raportul diametrelor $\frac{d}{d_2}=0{,}50$.

sare presării şi depresării vor fi mai mari. Către originea axelor de coordonate, la mărimi mai mici ale strîngerii $\left(\frac{Sm}{d}\ 0{,}33\right)$, valorile forţelor tind să se egaleze indiferent de valoarea raportului $\left(\frac{d}{d_2}\right)$, deoarece sub anumite valori ale strîngerii, influenţa parametrilor însoţitori ai fenomenului de presare nu se mai face simţită decît în foarte mică măsură sau deloc, cele două dimensiuni ale pieselor perechi — arbore şi alezaj — tind să se egalizeze şi nu mai apare elementul „presare".

La o apreciere sub raport cantitativ (Fig. 6), îmbinările cu strîngere avînd alezajele din fontă sau bronz, obţin întotdeauna valori mai mici ale forţelor F_p şi F_d, decît îmbinările cu strîngere din oţel, pentru aceeaşi valoare a strîngerii $\left(\frac{Sm}{d}\right)$ şi a raportului $\frac{d}{d_2}$. Astfel, apar diferenţe de valori substanţiale în favoarea ajustajelor cu alezajele din OLC 45, faţă de ajustajele cu alezajele din Fc 20. Diferenţele de valori ale forţelor, la ajustajele cu alezajele din Fc 20 faţă de ajustajele cu alezajele din Bz 14 sînt mici.

În toate cazurile studiate, se remarcă, că prin creşterea strîngerii $\left(\frac{Sm}{d}\right)$, diferenţele dintre forţe se măresc, iar la valorile mici ale strîngerii diferenţele tind să se anuleze indiferent de materialul din care sînt confecţionate ajustajele.

Această deosebire în comportarea ajustajelor cu strîngere se datoreşte proprietăţilor mecanice diferite ale materialelor studiate, care avantajează din acest punct de vedere ajustajele din OLC 45, ca urmare a durităţii, a modulului de elasticitate, superioară faţă de ajustajele avînd alezajele din F_c 20 sau Bz 14.

BIBLIOGRAFIE

1. E. I. Berniker Posadcki a natiagon v maşinostroienii Moskva 1966. Leningrad
2. C. Burada Gh. Ionescu Roţi, osii şi osii montate pentru vagoane Centrul de documentare şi publicaţii tehnice M.C.F. 1969
3. O. Kienzle ş.a. Die Presspassung in der Feinmechanik Werkstattstechnik u. Maschinenbau 46 (1956).
4. Gh. Manea Organe de maşini. vol. I. Ed. Tehnică Bucureşti 1970.
5. M. R. Mustafa C. Lazăr Asamblări filetate şi prin strîngere. Ed. Tehnică Bucureşti 1964.
6. G. Niemann Maschinenelemente. Erster Band Neudruck 1963.
7. I. Rabinovici Toleranţe şi ajustaje Vol. I. Editura Tehnică Bucureşti 1971.
8. S. Weth Kräfte an Längspressitzen VDI-Zeitschrift. Vol. 82 nr. 16. 1938.
9. * * * Colecţia STAS

EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN VON FESTSITZENDEN FÜGUNGEN

ZUSAMMENFASSUNG

In diesem Beitrag wird die Abhängigheit der Auf- und Abpresskrafte in Bezug auf die erzielten Spannungen und dem Verhältnis der Durchmesser (d/d_2) für verschiedene Standardisierte werkstoffe.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

COMPORTAREA AJUSTAJELOR CU STRÎNGERE LA MONTĂRI ŞI DEMONTĂRI REPETATE

DE

P. COJEREAN

1. CONSIDERAŢII GENERALE.

În contextul general, în care se urmăresc introducerea, respectiv adoptarea celor mai bune soluţii constructive sau tehnologice la prelucrare sau montaj, problema folosirii unor ajustaje cu strîngere, cum sînt : bucşe presate în lagăre, roţile dinţate presate pe arbori, inelele de sprijin presate pe arbori etc., care la anumite intervale de timp necesită a fi demontate şi apoi montate la loc, fără deteriorarea suprafeţelor de îmbinare şi care prin această comportare să evite absolutizarea noţiunii de „îmbinări nedemontabile“ capătă o importanţă deosebită.

Prin presări şi depresări, odată cu alunecarea suprafeţelor una peste cealaltă, se produc pe suprafeţele în contact modificări apreciabile, determinate de faptul că vîrfurile asperităţilor sau punctele proeminente de metal se deformează elasto-plastic [4]. Prin acest proces de deformare, materialul se ecruisează şi duritatea lui creşte, fenomen influenţat de mărimea strîngerii. Prin repetarea acţiunii adică presare şi depresare, metalul poate să ajungă într-o stare de supraecruisare [4], cu suprafeţele mult mai netede decît iniţial ceea ce face să se producă exfolieri pe suprafeţele de frecare urmate de distrugeri locale, ajungîndu-se în final la gripaj.

Plecînd de la aceste constatări şi cunoscînd modificările ce intervin pe suprafeţele de îmbinare ale ajustajelor cu strîngere, care lucrează în domeniul elastic, la montări şi demontări repetate, apar următoarele probleme :

a. La cîte montări şi demontări se poate utiliza un ajustaj cu strîngere, pînă la apariţia degradărilor pe suprafeţele de îmbinare ?

b. Cum variază forţele de presare şi de depresare la montări şi demontări repetate ?

2. ASPECTE TEHNOLOGICE, INSTALAŢIA ŞI METODICA DE LUCRU.

Pentru a elucida unele aspecte, în lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor experimentale efectuate asupra ajustajelor cu strîngere, $\varnothing \frac{H7}{p6}$ şi $\varnothing \frac{H7}{r6}$ din OLC 45 îmbunătăţit [11], în situaţia unor montări şi demontări repetate, pînă la apariţia unor degradări pe suprafeţele de îmbinare.

Pentru a trata problema în ansamblul general al intervalului de dispersie admisibil al celor două ajustaje, pentru evitarea atitudinii preferenţiale de distribuţie a mărimilor întîmplătoare, s-a apelat la „metoda îmbinării selective“ [9], utilizată în scopul obţinerii unei precizii prescrise şi a unor strîngeri dirijate.

În ceea ce privesc probele pentru alezaje s-au folosit inele cilindrice cu dimensiunile indicate în tabelul 1, arborii fiind de formă cilindrică plin. Lungimea de îmbinre s-a admis de 30 mm.

Tabelul 1.

Grupe	Diametrul nominal al arborelui (d) mm	Diametrul exterior al alezajului (d_2) mm	Raportul d/d_2
1	30	36	0,83
2		40	0,75
3		50	0,60
4		60	0,50

Arborii, pentru intervalul de dimensiuni ∅ 30, 050... ∅ 30,026 mm și la o netezime a suprafeței de îmbinare R_a=0,3...0,8 μm, s-au prelucrat prin rectificare, iar alezajele pentru intervalul de dimensiuni ∅ 30,000... ∅ 30,025 mm și la o netezime a suprafeței de îmbinare R_a=0,3...1,3 μm, s-au prelucrat tot prin rectificare.

În scopul ușurării montajului, atît la arbori cît și la alezaje, s-au luat măsuri constructive de teșire a capătului, recomandate de literatura de specialitate [6], [7].

Dimensiunile efective ale alezajelor și arborilor au fost măsurate cu dispozitive de măsurat avînd comparator, cu valoarea divizurii scării de 1 μm.

La stabilirea rugozității suprafețelor, atît la alezaje cît și la arbori, s-a folosit un profilometru Roughmesse Meter Type 6103.

Condițiile de montaj, au putut fi realizate prin metoda presării longitudinale a arborilor în alezaje, metoda evidențiată în lucrările [1], [2], [3], [5], [8], [10]. S-a ținut seama de indicațiile literaturii de specialitate, în care se arată că rezistența unei îmbinări cu strîngere este recomandabil să se verifice după cel puțin 48 ore de la presare, timp necesar pentru realizarea în îmbinare a unor forțe de aderențe corespunzătoare.

Pentru experimentări s-a folosit o mașină de încercat universală, avînd o viteză de presare constantă de 25 mm/min, precizia de măsurare ±1% și cu posibilități de înregistrare a încărcării pe unitate de lungime.

Pentru a asigura la presare o poziție corectă de pătrundere a arborilor în alezaje, în scopul evitării apariției unor rizuri, degradări ale suprafețelor de îmbinare, din cauza descentrării, a pătrunderii oblice, a deformației incorecte a arborelui și chiar a alezajului, s-a utilizat un dispozitiv (fig. 1), avînd ca parte mai importantă bucșa de ghidare (3), de înălțime 1/3) din lungimea arborelui și alezajul în așa fel ales încît să formeze cu arborele un ajustaj alunecător.

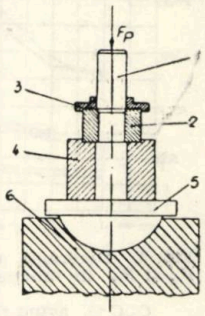


Fig. 1. Schema presării
1—arbore ; *2*—alezaj ; *3*—bucșa de ghidare ; *4*—bucșa de sprijin ; *5*—calotă sferică de centrare ; batiul mașinii.

REZULTATELE EXPERIMENTALE ȘI INTERPRETAREA LOR.

Pentru construcția și interpretarea diagramelor s-au folosit valorile forțelor de presare (F_p) maxime, obținute după presarea fiecărei probe pe lungimea de 30 mm, respectiv forțele de depresare (Fd), reprezentînd valorile maxime rezultate la începutul depresării.

Experimentările efectuate au condus la stabilirea variației forțelor de presare (F_p) și de depresare (F_d).

În figurile 2, 3, și 4 sînt reprezentate aceste variații în funcție de numărul de presări și de presări repetate (i). Valorile reprezentate corespund pentru ajustaje din OLC 45, avînd raportul diametrelor $\frac{d}{d_2}$ de 0,50 ; 0,75 respectiv 0,83. Suprafețele de îmbinare rectificate, avînd rugozitatea Rai=0,75 μm.

Din analiza variației și alura curbelor se constată că strîngerea medie relativă măsurată $\left(\frac{Sm}{d}\right)$ are o mare influență atît asupra numărului de presări și de depresări repetate (i) cît și asupra mărimii valorilor absolute ale forțelor F_p și F_d. În toate cazurile se observă că numărul „i" este mai mare la strîngeri $\frac{Sm}{d}$ mici (0,33), valorile lui „i" scăzînd odată cu creșterea strîngerii $\frac{Sm}{d}$, ajungînd la $\frac{Sm}{d}$ =1,33 la valori ale lui i=1 ; 2 sau maximum 3. Această situație apare datorită faptului că la valori mari ale lui $\frac{Sm}{d}$ suprafețele în contact suferă deformații mai mari, întrepătrunderile reciproce ale asperităților, ale punctelor de contact , sînt mai accentuate fapt ce îngreunează presările și depresările, favorizînd totodată apariția mai rapidă a degradărilor pe suprafețele de îmbinare.

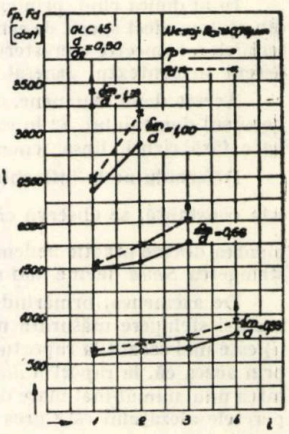


Fig. 2. Diagrama de variație a forțelor F_p și F_d în funcție de „i", la ajustalele din OLC 45, avînd raportul $\frac{d_2}{d}$ =0,50. $\frac{d}{d_2}$ =0,75

De asemenea, se observă că variația forțelor de presare (F_p) și de depresare (F_d) în funcție de „i" este mai neîsemnată (100...150 daN) la valori ale strîngerii medii relative măsurate mici, decît la valori mai mari ale acesteia, cînd forțele F_p și F_d variază cu 300...400 daN și chiar mai mult, la fiecare presare și depresare.

Literatura de specialitate [3], [10], fără a da specificații amănunțite referitor la parametrii între care s-a făcut interpolarea, menționează că la presări și depresări repetate, valorile forțelor F_p și F_d scad în funcție de numărul de presări și depresări (i).

Ţinînd seama de rezultatele experimentale la încercările efectuate în cazul îmbinărilor, oţel pe oţel, se constată că nu se confirmă afirmaţiile de mai sus. Autorul consideră că aceasta se datoreşte unor fenomene ce apar în timpul procesului de îmbinare.

În cadrul parametrilor studiaţi (fig. 2, 3, 4) se observă că F_p şi F_d cresc în funcţie de „i", fapt care poate fi datorită următoarelor fenomene :

. La prelucrarea pieselor pe lîngă abaterile de dimensiuni se obţin şi abateri de la forma geometrică. Acestea, pentru piesele studiate deşi încadrate în dimensiunile admisibile ale toleranţelor prescrise,

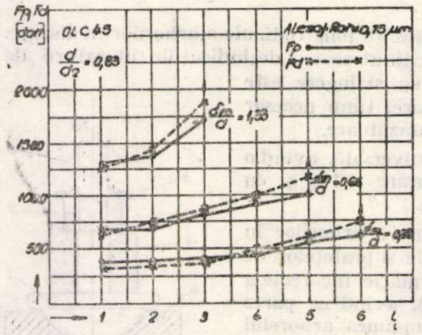


Fig. 3. Diagrama de variaţie a forţelor F_p şi F_d în funcţie de „i", la ajustajele *OLC* 45, avînd raportul $\frac{d}{d_1}$ =0,75.

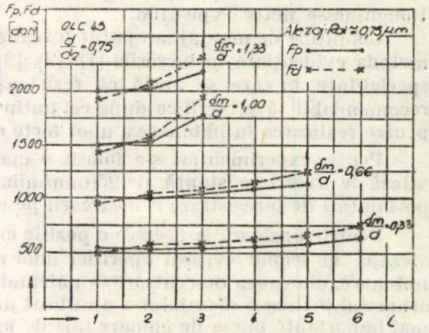


Fig. 4. Diagrama de variaţie a forţelor F_p şi F_d în funcţie de „i", la ajustajele din *OLC* 45, avînd raportul $\frac{d}{d_1}$ =0,83.

îşi manifestă prezenţa. Îndeosebi natura acestor abateri se referă la forma circulară, denaturată prin ovalizare şi neparalelismul generatoarelor.

La primele presări şi depresări (i=2 ; 3, ...) cele două piese în contact se calibrează reciproc, obţinîndu-se suprafeţe de contact din cele mai mari, care determină o creştere firească a forţelor.

În al doilea rînd, prin creşterea numărului de presări şi depresări (i) intervine în cazul îmbinărilor din oţel un efect sporit de ecruisaj care atrage după sine modificări ale caracteristicilor mecanice ale materialelor, respectiv o creştere a forţelor de deformare a materialului ecruisat, care se dovedeşte preponderent în contextul general.

Aceste două fenomene, au drept efect creşterea forţelor de presare (F_p) şi de depresare (F_d) în tot decursul domeniului „i" în care îmbinarea se mai poate considera ca demontabilă (suprafeţele de îmbinare fără rizuri, lipsa fenomenului de gripaj).

Referindu-ne la influenţa strîngerii medii relative măsurate (Sm/d), atunci cînd rugozitatea (Rai) este constantă, se observă că la un anumit raport $\frac{d}{d_2}$ şi de la o anumită valoare a lui $\frac{Sm}{d}$ (1,33), îmbinarea devine practic nedemontabilă de la prima presare (fig. 2). Aceasta înseamnă că pe măsură ce strîngerea Sm/d devine mai mică şi posibilităţile de presare şi de depresare repetate (i) vor creşte.

De asemenea, urmărind influenţa raportului d/d_2 din figurile 2, 3, 4 pentru aceeaşi rugozitate şi aceeaşi strîngere măsurată medie relativă, se observă că numărul de presări şi de depresări repetate (i) este mai scăzut la raporturi d/d_2 mai mic şi creşte cu creşterea lui d/d_2. Aceasta îşi găseşte explicaţia prin aceea că, la raportul d/d_2 mare, peretele alezajului este mai subţire şi elastic fapt care dă posibilitatea unui număr mai mare de presări şi depresări, în comparaţie cu raportul d/d_2 mai mic (0,50) la care peretele alezajului este gros şi rigid.

4. CONCLUZII

În urma cercetărilor efectuate asupra ajustajelor cu strîngere se constată la montare, necesitatea utilizării unor dispozitive-bucşe de ghidare, care să asigure pătrunderea axial corectă a arborelui în alezaj. S-a evidenţiat fenomenul de gripaj, datorită ecruisării suprafeţelor de contact, prin efectuarea unor presări şi depresări repetate, asupra ajustajelor cu strîngere presate la rece, fără lubrefiere.

De asemenea, s-a stabilit influenţa strîngerii şi a grosimii pereţilor alezajelor, asupra forţelor de presare şi de depresare, precum şi a numărului de presări şi de depresări, cu precizarea ponderii lor de influenţă.

În lucrare se dovedește că la îmbinările cu strîngere presate la rece, din oțel OLC 45, prin creșterea numărului de presări, și de depresări, cresc și forțele de presare și de depresare într-o proporție care depinde de caracteristicile tehnologice și de ajustare ale îmbinărilor.

BIBLIOGRAFIE

1. C. Buruda și alții Roți, osii și osii montate pentru vagoane. Centrul de documentare și publicații tehnice M.C.F. 1969.
2. E. I. Berniker Posadcki a nstingon v masinostroenii Moskva 1966.
3. A. Gruss Versuche mit dem Druckolverfahren an Eisenbahnsatzen. Einsenbahntehnik 1961, E. 8. nr. 10.
4. I. V. Kraghelski și alții. Coeficienții de frecare. (Traducere din limba rusă). Editura tehnică, București, 1957.
5. O. Kienzle și alți Die Pressfassung in der Feinmechanik. Werkstattstehnik u, Maschienenbau 46 (1956). H. 1 pag. 21—27.
6. H. R. Mustafa și C. Lazăr Asamblări filetat și prin strîngere. Editura tehnică, București, 1964.
7. Gh. Manea Organe de mașini vol. I. Ed. tehnică București 1970.
8. A. Peiter Experimentele Spanungsanalyse an Schrumpfpassungen. Konstruction 10 (1968) 6 p. 224—232.
9. I. Rabinovici Toleranțe și ajustaje, vol. I, Editura Tehnică, București, 1971.
10. S. Werth Krafte an Langspressitzen VDI, Zeitschrift vol. 82 nr. 16, 1938.
11. * * * Colecția STAS

DAS VERHALTEN VON FESTSITZENDEN PASSUNGEN BEI WIEDERHOLTEN AUF- UND ABPRESSEN

ZUSAMMENFASSUNG

Diese Arbeit untersucht den Einfluss der mittleren Spannung $\left(\frac{Sm}{d}\right)$ und der Wanddicke der Bohrungen (d_2) auf die zum wiederholten aufpressen und abziehen notwendigen Kräfte (F_p) b.z.w. (F_d).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

ANALIZA CINEMATICII PROCESULUI DE SUPERFINISARE

DE

I. LUNGU

Superfinisarea este unul din procedeele tehnologice de netezire a suprafeţelor pieselor de maşini, căruia i se acordă astăzi o atenţie tot mai mare. Cunoscut sub diferite denumiri (vibronetezire, supranetezire, microfinisare, etc.) procedeul de superfinisare are numeroase aplicaţii, asigurînd îmbunătăţirea calităţii suprafeţelor prelucrate sub ambele aspecte ale acesteia: geometric şi fizic.

Prin lucrarea de faţă, care constituie un studiu teoretic al procesului de superfinisare, se urmăreşte clarificarea unor aspecte ale cinematicii procesului şi stabilirea unor relaţii de importanţă practică.

La superfinisarea suprafeţelor cilindrice (cazul cel mai frecvent întîlnit în practică) piesa execută o mişcare de rotaţie iar scula abrazivă, care este apăsată permanent pe suprafaţa de prelucrat, execută o mişcare vibratorie după o direcţie paralelă cu axa de rotaţie a piesei şi o mişcare de avans longitudinal. Ca urmare, granulele abrazive care vin în contact cu suprafaţa de prelucrat, au traiectorii complexe care, în funcţie de parametrii cinematici ai procesului pot avea diferite forme. Pentru a analiza aceste traiectorii, se consideră o granulă abrazivă M, a cărei traiectorie complexă pe suprafaţa de prelucrat poate fi descompusă, luînd în considerare mişcările componente. Considerînd la început mişcarea de rotaţie a piesei şi mişcarea de avans longitudinal a granulei abrazive M, paralel cu axa de rotaţie a piesei, traiectoria granulei abrazive pe suprafaţa piesei va fi o elice cilindrică. Într-un sistem de axe de coordonate OXYZ ca în fig. 1, poziţia granulei abrazive M, la un moment oarecare t, poate fi exprimată prin vectorul de poziţie r, care este o funcţie vectorală de timp şi reprezintă legea mişcării granulei abrazive:

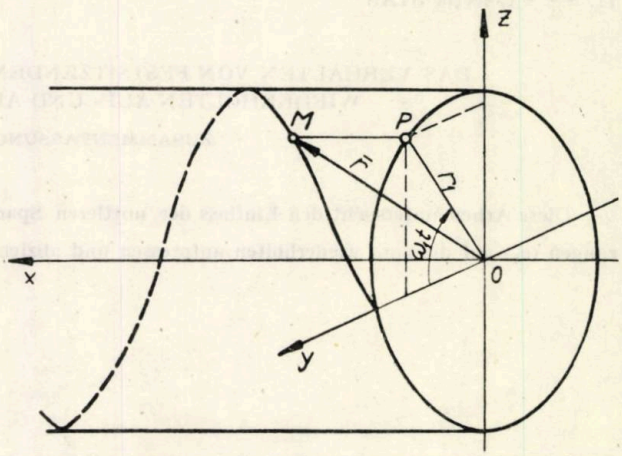


Fig. 1. Traiectoria granulei abrazive M, rezultată din combinarea mişcării de rotaţie cu mişcarea de avans

$$\bar{r}_1 = \bar{i}ht + \bar{j}r_1 \cos \omega_1 t + \bar{k}r_1 \sin \omega_1 t \tag{1}$$

în care: h — pasul elicei cilindrice (avansul longitudinal)
r_1 — raza suprafeţei cilindrice
$\omega_1 - \omega_1$ — viteza unghiulară a piesei în mişcarea de rotaţie

Ecuaţiile parametrice ale traiectoriei vor fi:

$$x = \frac{\omega_1}{2\pi} ht \tag{2}$$

$$y = r_1 \cos \omega_1 t$$

$$Z = r_1 \sin \omega_1 t$$

Considerînd mișcarea vibratorie a granulei abrazive, care se execută după o direcție paralelă cu axa OX, avînd pulsația ω_2 și ținînd seama că sînt vibrații liniare cu un singur grad de libertate, neamortizate, ecuația diferențială a mișcării va fi :

$$\ddot{x}+\omega_2^2\cdot x=0. \tag{3}$$

pentru care, ecuația caracteristică este :

$$r^2+\omega_2^2=0. \tag{4}$$

Soluția generală va avea forma :

$$x=C_1\sin\omega_2 t+C_2\cos\omega_2 t \tag{5}$$

Pentru determinarea constantelor de integrare, se folosesc condițiile la limită :

$$t=0\ \begin{cases} x=x_0 \\ \dot{x}=v_0 \end{cases}. \tag{6}$$

Este deci necesar să se calculeze viteza din relația (5), adică :

$$\dot{x}=C_1\omega_2\sin\omega_2 t-C_2\omega_2\sin\omega_2 t. \tag{7}$$

Din relațiile (5) și (7) rezultă valorile constantelor de integrare :

$$C_1=\frac{v_0}{\omega_2}\ ;\quad C_2=x_0.$$

Prin urmare, legea mișcării vibratorii a granulei abrazive M, paralel cu axa OX, are următoarea formă :

$$x=\frac{v_0}{\omega_2}\sin\omega_2 t+x_0\cos\omega_2 t. \tag{8}$$

Considerînd cazul particular, care corespunde situației reprezentate în fig. 1, cînd condițiile inițiale sînt :

$$t=0\ \begin{cases} x=0 \\ \dot{x}=v_0 \end{cases} \tag{9}$$

ecuația mișcării va fi :

$$x=\frac{v_0}{\omega_2}\sin\omega_2 t.$$

Luînd acum în considerare că mișcarea vibratorie a granulei abrazive se execută simultan cu mișcarea pe elicea cilindrică, ecuațiile parametrice ale traiectoriei granulei abrazive, vor fi :

$$\begin{aligned} x&=\frac{v_0}{\omega_2}\sin\omega_2 t+\frac{h\omega_1}{2\pi}t \\ y&=r_1\cos\omega_1 t \\ Z&=r_1\sin\omega_1 t \end{aligned} \tag{01}$$

În sistemul de axe de coordonate din fig. 2, care are în abscisă axa de rotație a piesei OX iar în ordonată desfășurata suprafeței cilindrice $r_1\omega_1 t$, este reprezentată forma traiectoriei granulei abrazive, care rezultă prin compunerea celor trei mișcări.

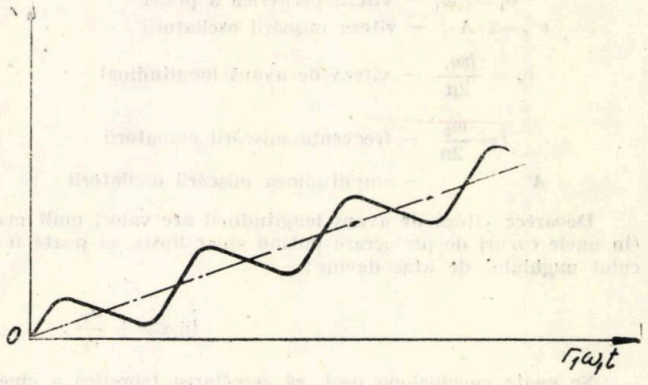


Fig. 2. Traiectoria granulei abrazive pe suprafața cilindrică desfășurată, în prezența mișcării vibratorii.

La prelucrarea unor suprafețe cilindrice scurte, caz frecvent întîlnit în practică, lipsește avansul longitudinal, prelucrarea făcîndu-se numai prin mișcarea de rotație a piesei și prin mișcarea vibratorie a sculei abrazive. Ecuațiile parametrice ale traiectoriei granulei abrazive vor fi :

$$\begin{aligned} x&=\frac{v_0}{\omega_2}\sin\omega_2 t \\ y&=r_1\cos\omega_1 t \\ Z&=r_1\sin\omega_1 t \end{aligned} \tag{11}$$

În acest caz apare posibilitatea suprapunerii traiectoriei, ceea ce va duce la înrăutățirea calității suprafeței prelucrate deoarece rețeaua de urme ale granulelor abrazive, specifică suprafețelor superfinisate, nu se mai poate forma. Totodată are loc și o scădere a capacității de producție ca urmare a reducerii intensității procesului de microașchiere.

Suprapunerea traiectoriilor poate avea loc în următoarele situații:

a) Pulsațiile celor două mișcări au valori egale: $\omega_1=\omega_2$. Traiectoriile descrise de granulele abrazive în acest caz, reprezintă curbe plane închise, care se suprapun la fiecare rotație a piesei:

b) Între pulsațiile celor două mișcări există relația: $\omega_1=k\cdot\omega_2$, unde: $k=2, 3, 4, \ldots$ Traiectoriile granulelor abrazive pe suprafața piesei nu mai sînt curbe plane, la o oscilație completă a sculei abrazive piesa executînd k rotații, după care traiectoriile se vor suprapune.

c) Între pulsațiile celor două mișcări există relația: $\omega_1=\omega_2/k$ unde: $k=2, 3, 4, \ldots$ Este situația cea mai des întîlnită, cînd la o rotație a piesei, scula abrazivă execută k oscilații complete, după care traiectoriile granulelor abrazive se suprapun.

Rezultă că, pentru a se evita suprapunerea traiectoriilor granulelor abrazive, valorile raportului ω_1/ω_2 trebuie astfel alese încît să se evite situațiile prezentate mai sus, ceea ce asigură calitatea suprafeței și o productivitate ridicată procesului de prelucrare.

Din ecuațiile parametrice ale traiectoriei, se pot obține prin derivare, vitezele granulei abrazive după cele trei axe de coordonate. Din relațiile (10) se obțin:

$$\begin{aligned}\dot{x}&=v_0\cos\omega_2 t+\frac{h\omega_1}{2\pi}\\ \dot{y}&=-\omega_1 r_1\sin\omega_1 t=\omega_1 r_1\cos\left(\omega_1 t+\frac{\pi}{2}\right)\\ \dot{Z}&=\omega_1 r_1\cos\omega_1 t.\end{aligned}\tag{12}$$

Viteza de așchiere instantanee a granulei abrazive M va fi dată de relația:

$$v=\sqrt{\dot{x}^2+\dot{y}^2+\dot{z}^2}.\tag{13}$$

Importanță deosebită are unghiul format între direcția **vectorului** viteză de așchiere și axa de rotație a piesei, numit unghi de atac α. În cazul general, cînd este prezentă și mișcarea de avans longitudinal, unghiul de atac α poate fi determinat prin relația:

$$\operatorname{tg}\alpha=\pm\frac{v_p}{v_{os}+v_a}\tag{14}$$

în care:

$v_p=r_1\omega_1$ — viteza periferică a piesei

$v_s=2\cdot A\cdot f$ — viteza mișcării oscilatorii

$v_a=\dfrac{h\omega_1}{2\pi}$ — viteza de avans longitudinal

$f=\dfrac{\omega_2}{2\pi}$ — frecvența mișcării oscilatorii

A — amplitudinea mișcării oscilatorii

Deoarece viteza de avans longitudinal are valori mult mai mici decît viteza mișcării oscilatorii (în unele cazuri de prelucrare putînd chiar lipsi), ea poate fi neglijată, astfel că relația pentru calculul unghiului de atac devine;

$$\operatorname{tg}\alpha\cong\pm\frac{v_p}{v_{os}}.\tag{15}$$

Se poate concluziona deci, că cercetarea teoretică a cinematicii granulei abrazive singulare, a permis clarificarea unor aspecte ale cinematicii procesului de superfinisare și stabilirea unor relații de importanță practică.

ANALYSE DER KINEMATIK DES SUPERFINISH – VERFAHRENS

ZUSAMMENFASSUNG

Die vorliegende Arbeit bildet ein theoretisches Studium der Kinematik des Superfinish-Verfahrens, in welchem die Parametergleichungen der Schfeifmittelkornbahnen bestimmt, die Bedingungen der Überlagerung dieser Bahnen untersucht, und die Formeln für die Berechnung der Verspanungsgeschwindigkeit und des Anstellwinkels bestimmt werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

STUDIUL POSIBILITĂŢILOR DE SUDARE DIN OŢEL OLC-45 A UNOR SEMIFABRICATE DE COROANE DINŢATE DE CCA. 10 000 mm² SECŢIUNE

DE

D. BOTH, I. MITELEA

1. Lărgirea continuă a sferei de aplicabilitate a tehnologiilor moderne de sudare a condus la efectuarea unor cercetări privind obţinerea semifabricatelor pentru coroanele roţilor dinţate cu un diametru exterior cuprins între 500...700 mm, dintr-o platbandă de oţel rulată şi sudată. În principiu s-a pus problema sudării cap la cap a unor elemente din oţel OLC-45, de 40 respectiv 50 mm grosime, prin cusături relativ scurte, de cca 175 mm lungime.

Pornind de la avantajele sudării în baie de zgură, s-a studiat o tehnologie de lucru pentru varianta sudării cu ajutaj fuzibil. Procedeul presupune formarea forţată a cusăturii prin limitarea băii în părţile libere ale rostului cu ajutorul unor plăci de cupru răcite cu apă. Ajutajul fuzibil este dispus sub forma unor bare pe toată lungimea rostului dintre piese, fiind prevăzut cu un canal de ghidare a sîrmei electrod (figura 1).

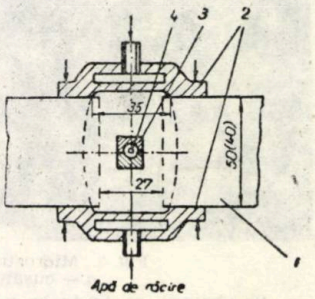


Fig. 1. Schema formării cusăturii la sudare în baie de zgură cu ajutaj fuzibil : *1* — piesele de sudat; *2* — plăci de cupru răcite cu apă şi apăsate pe piese; *3* — ajutaj fuzibil; *4* — sîrma electrod.

Încercările experimentale au fost efectuate pe un utilaj realizat prin autodotare, adoptîndu-se o instalaţie de sudare cu arc acoperit prin flux tip T.S. Avîndu-se în vedere particularităţile metalurgice ale procesului, atît pentru sîrma electrod cît şi pentru ajutaj s-a ales acelaşi material, OLC-45.

Fluxul folosit, de tip AN-8, are următoarea compoziţie chimică : SiO_2=33...36 %; MnO=21...26 %; CaF_2=13...19 %; Al_2O_3=11...15 %; CaO=4...7 %; MgO=5...7 %; FeO=1,75 %; S şi P fiecare 0,15 %.

Acţiunea metalurgică a fluxului în procesul de sudare rezultă din analiza tabelului *1* în care se observă că metalul depus are o compoziţie chimică asemănătoare cu metalul de bază.

Tabela 1

	C %	Mn %	Si %	S %	P %
Metal de bază OLC 45	0,45	0,76	0,37	0,021	0,030
Metal depus	0,44	0,88	0,25	0,019	0,028

Încercările experimentale efectuate au condus la următorul regim optim de sudare : curentul de sudare — 600...650 A ; tensiunea pe coloana de zgură — 40...50 V ; viteza de avans a sîrmei electrod — 210 m/h ; adîncimea băii de zgură — 40...50 mm ; lăţimea rostului — 28 mm.

2. Cercetări privind comportarea îmbinărilor sudate .

La acest procedeu de sudare, ciclul termic fiind caracterizat prin viteze de răcire mici, durată de menţinere mare la temperaturi înalte şi răciri lente, este de aşteptat apariţia unei zone influenţate termic mult mai extinsă comparativ cu alte procedee şi a unor structuri de supraîncălzire fie în cusătură, fie în zona influenţată termic, cu tendinţă puternică spre fragilizarea îmbinării.

Cercetările metalografice efectuate pe epruvete sudate şi netratate termic evidenţiază existenţa unei structuri Widmanstätten în cusătura sudată (figura 2, *a*), a unei structuri troostito-bainitice (figura 2, b), în zona influenţată termic şi a unei structuri perlito-feritice (figura 2, c) în metalul de bază.

Granulaţia structurală a cusăturii este grosolană, corespunzătoare punctajului N=2 (STAS 5490-67) iar a metalului de bază este medie spre grobă şi corespunde punctajului N=4. Constituenţii structurali caracteristici precum şi granulaţia grobă conduc la scăderea caracteristicilor de plasticitate ale îmbinării.

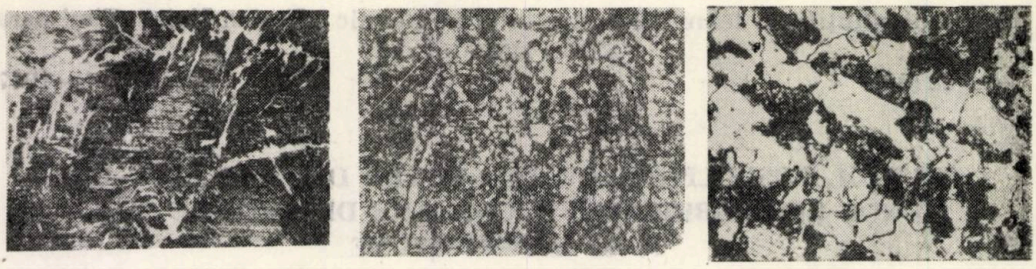


Fig. 2. Microstructurile zonelor caracteristice ale îmbinării sudate :
a — cusătură; *b* — zona influențată termic; *c* — metal de bază.

ALEGEREA TRATAMENTULUI TERMIC DUPĂ SUDARE

Epruvetele sudate au fost supuse unui tratament termic de normalizare (850 °C/20 min/aer) urmat de un tratament de îmbunătățire (860 °C/30 min/apă + 550 °C/2h/aer). În figura 3 sînt redate cîteva microfotografii specifice zonelor îmbinării după tratamentul prescris.

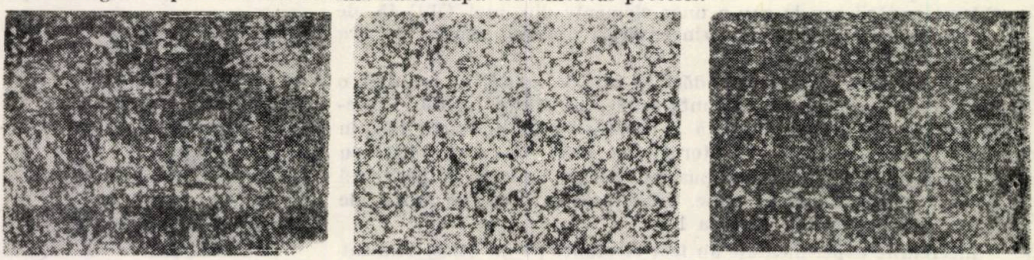


Fig. 3. Microstructurile zonelor afectate de tratament termic menționat :
a — cusătură; *b* — zona influențată termic; *c* — metal de bază.

Se observă existența în cusătura sudată a unei structuri foarte fine, sorbitică de revenire (figura 3, a), iar în zona influențată termic și în metalul de bază a unor structuri troostito-sorbitice de revenire (figura 3, b și c). Acești constituenți structurali asigură pentru îmbinarea sudată caracteristici ridicate de plasticitate, asociate unor valori corespunzătoare pentru proprietățile de rezistență mecanică.

3. Încercările de reziliență KCU efectuate pe epruvete sudate și tratate termic au condus la valori minime de 6 kgfm/cm² pentru zona de trecere și zona influențată termic, fapt care dovedește că îmbinarea sudată prezintă caracteristici superioare de plasticitate. Rezultatele măsurătorilor de duritate prezentate în figura 4 sînt în deplină concordanță cu cercetările metalografice efectuate.

În concluzie, se poate aprecia că realizarea semifabricatelor pentru coroanele roților dințate din platbenzi rulate și sudate după tehnologia stabilită prezintă atît avantaje tehnice cît și economice.

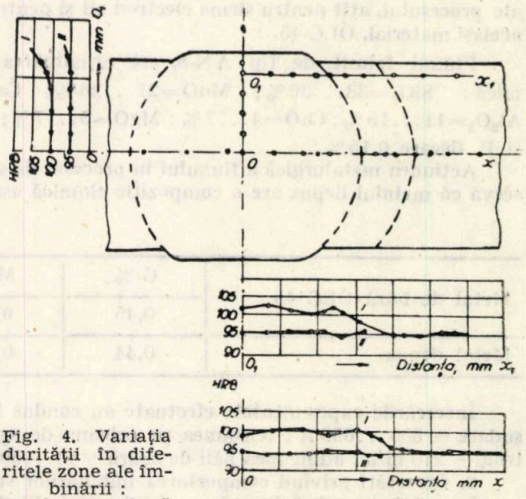


Fig. 4. Variația durității în diferitele zone ale îmbinării :
I — în stare după sudare; II — după tratament termic.

1 — după sudare, fără tratament termic
n — cu tratament termic (îmbunătățire)

BEITRAG ZUM STUDIUM DER SCHWEISSMÖGLICHKEITEN VON HALBERZEUGNISSEN AUS OLC-45 FÜR ZAHNRADKRÄNZE MIT EINEM QUERSCHNITT VON UNGEFÄHR 10000 mm²

ZUSAMMENFASSUNG

In der Arbeit wird ein Schweissverfahren in Schlackenbad, mit verschmelzbarer Düse einiger Halberzeugnisse für Zahnradkränze bestimmt. Es wird eine Schweissvorrichtung vorgeschlagen und auf Grund von Gefügeuntersuchungen und Härteversuchen wird der Einfluss der nachträglichen Wärmebehandlung auf die Schweissnaht erforscht.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

STUDIU TEORETIC ŞI EXPERIMENTAL CU PRIVIRE LA LUCRUL MECANIC NECESAR PENTRU TĂIEREA TULPINILOR DE CEREALE ŞI PLANTE TEHNICE

DE

E. CERNĂIANU, ŞT. CĂPROIU

I. **Introducere.** Majoritatea culturilor agricole se recoltează prin tăiere cu ajutorul maşinilor de recoltat. Anual în ţara noastră, trebuie tăiate şi tocate tulpinile de cereale şi plante tehnice de pe circa 6 500 000 ha. Ca urmare, problema stabilirii unui proces de tăiere cu consum minim de energie trebuie să fie o preocupare permanentă a cercetărilor şi constructorilor de maşini de recoltat şi tocat.

Deşi aproape toate aparatele de tăiere şi tocare sînt construite pentru tăierea perpendiculară a tulpinilor, în procesul tăierii din cauza mişcării de înaintare a maşinilor şi de translaţie sau de rotaţie a cuţitelor, majoritatea tulpinilor sînt tăiate în poziţia înclinată. Ca urmare, apar şi alte tipuri de tăiere: înclinată, oblică, înclinat-oblică, longitudinală, transversală şi longitudinal-transversală; definite de unghiurile θ şi δ (fig. 1).

Aceste tipuri de tăiere pot fi realizate fără sau cu alunecarea cuţitului.

Scopul prezentei lucrări constă în analiza teoretică şi experimentală a lucrului mecanic specific şi total ce se consumă pentru diferitele tipuri de tăiere.

II. **Tăierea înclinată fără alunecare.** Din figura 1 se poate observa că tăierea înclinată, definită de unghiul θ, este o tăiere de trecere de la cea perpendiculară la cea longitudinală.

Din experienţele efectuate de autori s-a dovedit că lucrul mecanic total L_{tp}, consumat pentru tăierea perpendiculară este mai mare decît lucrul mecanic total L_{tl}, consumat pentru tăierea longitudinală.

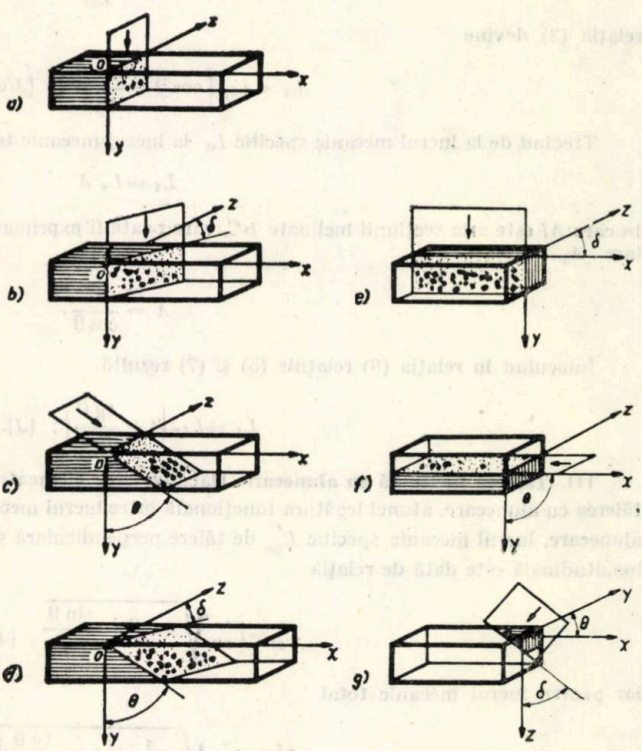


Fig. 1. Principalele tipuri de tăiere a tulpinilor de cereale şi plante tehnice :
a — perpendiculară; *b* — oblică; *c* — înclinată; *d* — oblic-înclinată; *e* — transversală; *f* — longitudinală; *g* — longitudinal-transversală.

Întrucît lucrul mecanic total L_t consumat pentru tăierea înclinată nu poate fi determinat experimental, sau se determină foarte greu, în cele ce urmează se va stabili pentru aceasta o dependenţă funcţională.

În acest scop se admite ipoteza simplificatoare că materialul tulpinii este ortrotrop și se izolează un element de volum prismatic OBC O'B'C' (fig. 2), prin trei tăieturi fără alunecare ;

— perpendiculară $OB\ O'B'$, pentru care este necesară forța F_{tp} ;

— longitudinală $OC\ O'C'$, pentru care este necesară forța F_{tl} :

— înclinată $BC\ B'C'$, pentru care este necesară forța F_t .

Din condițiile de echilibru mecanic al forțelorcare acționează asupra elementului de volum rezultă legătura funcțională căutată pentru lucrul mecanic total înclinat

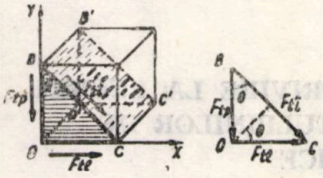


Fig. 2. Schema forțelor de tăiere înclinată a tulpinilor.

$$L_t = L_{tp} + L_{tl} \tag{1}$$

De asemenea, se poate obține legătura funcțională între efortul unitar τ de tăiere înclinată, efortul unitar τ_p la tăierea perpendiculară și efortul unitar τ_1 de tăiere longitudinală.

$$\tau = \tau_p \cos^2 \theta + \tau_1 \sin^2 \theta. \tag{2}$$

În fine, din relația (1) sau din relația (2) se poate obține dependența funcțională între lucrul mecanic specific L_s , la tăierea înclinată, lucrul mecanic specific L_{sp}, la tăierea perpendiculară și lucrul mecanic specific L_{sl}, la tăierea longitudinală

$$L_s = L_{sp} \cos \theta + L_{sl} \sin \theta \tag{3}$$

Notînd

$$\mu_{pl} = \frac{L_{sp}}{L_{sl}} \tag{4}$$

relația (3) devine

$$L_s = L_{sp} \left(\cos \theta + \frac{\sin \theta}{\mu_{pl}} \right); \ [J/cm^2]. \tag{5}$$

Trecînd de la lucrul mecanic specific L_s la lucrul mecanic total L_t de tăiere înclinată, rezultă

$$L_t = L_s A \tag{6}$$

în care Al este aria secțiunii înclinate bC, care poate fi exprimată funcție de aria secțiunii perpendiculare A_p.

$$A = \frac{A_p}{\cos \theta}. \tag{7}$$

Înlocuind în relația (6) relațiile (5) și (7) rezultă

$$L_t = L_{tp} \left(1 + \frac{\operatorname{tg} \theta}{\mu_{pl}} \right); \ [J]. \tag{8}$$

III. **Tăierea înclinată cu alunecare.** Dacă izolarea elementului de volum din figura 2 se face prin tăierea cu alunecare, atunci legătura funcțională între lucrul mecanic specific L'_{sl} de tăiere înclinată cu alunecare, lucrul mecanic specific L'_{so} de tăiere perpendiculară și lucrul mecanic specific L'_{s1} de tăiere longitudinală este dată de relația

$$L'_{sl} = L'_{sp} \sqrt{\cos \theta + \frac{\sin \theta}{\mu'^2_{pl}}} \ ; \ [J/cm^2] . \tag{9}$$

iar pentru lucrul mecanic total

$$L^t_{tl} = L'_{to} \sqrt{\frac{1}{\cos \theta} \left(1 + \frac{\operatorname{tg} \theta}{\mu'^2_{pl}} \right)}; \ [J]. \tag{10}$$

în care

$$\mu'_{pl} = \frac{L'_{sp}}{L'_{sl}}.$$

IV. **Tăierea oblică fără alunecare.** Folosind raționamentul de la tăierea înclinată, se poate stabili relația funcțională între lucrul mecanic specific L_s de tăiere oblică, lucru mecanic specific L_{sp} de tăiere perpendiculară și lucrul mecanic specific L_{st} de tăiere transversală.

$$L_s = L_{sp}\left(\cos\delta + \frac{\sin\delta}{\mu_{pt}}\right);\ [J/cm^2] \tag{11}$$

iar pentru lucrul mecanic total

$$L_{to} = L_{tp}\cdot\left(1 + \frac{\sin\delta}{\mu_{pt}}\right);\ [J]. \tag{12}$$

în care

$$\mu_{pt} = \frac{L_{sp}}{L_{st}}.$$

V. **Tăierea oblică cu alunecare.** Dacă izolarea elementului de volum din figura 2 se face prin tăierea oblică cu alunecare, relația funcțională între lucrul mecanic specific L'_{s0} de tăiere oblică cu alunecare, lucrul mecanic specific L'_{sq} de tăiere perpendiculară și lucrul mecanic specific L'_{st} de tăiere transversală este

$$L'_{s0} = L'_{so}\cdot\sqrt{\cos\delta + \frac{\sin\delta}{\mu'^2_{pt}}};\quad [J/cm^2] \tag{13}$$

iar pentru lucrul mecanic total L'_{t0} de tăiere cu alunecare

$$L'_{t0} = L'_{to}\sqrt{\frac{1}{\cos\delta}\left(1 + \frac{\operatorname{tg}\delta}{\mu'^2_{ot}}\right)};\ [J]. \tag{14}$$

unde

$$\mu'_{pt} = \frac{L'_{sp}}{L'^{st}}.$$

VI. **Tăierea longitudinal-transversală fără și cu alunecare.** Acest fel de tăiere se supune aceloraşi legi ca și tăierea oblică, ca urmare, în relația (11) se înlocuiește lucrul mecanic specific de tăiere perpendiculară cu lucrul mecanic specific de L_{sl} de tăiere longitudinală și se obține expresia de calcul a lucrului mecanic specific L_{sl_t} de tăiere longitudinal-transversală fără alunecare,

$$L_{sl\_t} = L_{sl}\left(\cos\delta + \frac{\sin\delta}{\mu_{lt}}\right);\ [J/cm^2], \tag{15}$$

iar pentru tăiere cu alunecare

$$L'_{sl-t} = L'_{sl}\sqrt{\left(\cos\delta + \frac{\sin\delta}{\mu'^2_{lt}}\right)};\quad [J/cm^2] \tag{16}$$

unde

$$\mu_{lt} = \frac{L_{sl}}{L_{sl}} \quad \text{și} \quad \mu'_{lt} = \frac{L'_{sl}}{L'_{st}}$$

VII. **Tăierea înclinat-oblică fără alunecare.** Este un caz general de tăiere care se caracterizează prin variația ambelor unghiuri θ și δ, în tot intervalul de la 0 la $\pi/2$, exceptînd limitele, iar lucrul mecanic specific L_{s_0} de tăiere înclinat-oblică este dat de relația

$$L_{s\_0} = L_s\cos\theta + L_{sl\_t}\sin\theta. \tag{17}$$

Înlocuind relațiile (11) și (15) în relația (17) rezultă

$$L_{s\,-0}=L_{sp}\left[\cos\delta\left(\cos\theta+\frac{\sin\theta}{\mu_{pl}}\right)+\frac{\sin\delta}{\mu_{pt}}(\cos\theta+\sin\theta)\right];\quad [J/cm^2] \tag{18}$$

iar lucrul mecanic total $L_{t\,-0}$, de tăiere înclinat-oblică este dat de relația

$$L_{st\,-0}=L_{tp}\left[1+\frac{\operatorname{tg}\theta}{\mu_{pl}}+\frac{\operatorname{tg}\delta}{\mu_{pt}}(1+\operatorname{tg}\theta)\right];\quad [J]. \tag{19}$$

VIII. **Tăierea înclinat-oblică cu alunecare.** În acest caz lucrul mecanic specific $L'_{s\,-0}$ este dat de relația

$$L'_{sl-0}=L'_{sp}\sqrt{\cos\delta\left(\cos\theta+\frac{\sin\cdot\theta}{\mu'^2_{pl}}+\frac{\sin\delta}{\mu'^2_{pt}}\right)\sin\theta+\cos\theta)}\ ,\quad [J/cm^2] \tag{20}$$

iar lucrul mecanic total $L'_{tl=0}$ de tăiere înclinat-oblică cu alunecare este dat de relația

$$L'_{tl-0}=L'_{tp}\sqrt{\frac{1}{\cos\delta\cos\theta}\left[\left(1+\frac{\operatorname{tg}\cdot\theta}{\mu'^2_{pl}}+\frac{\operatorname{tg}\delta}{\mu'^2_{pt}}\right)(1+\operatorname{tg}\cdot\theta)\right]};\quad [J], \tag{21}$$

Pentru a vedea cum variază lucrul mecanic specific și total la aceste tipuri de tăiere s-au făcut experiențe folosind tulpinile de porumb „*HD*-311" recoltat de la Stațiunea didactică „Banu Mărăcine„ a Universității din Craiova și pendulograf-cronometrul construit de autori.

Pentru tăierea perpendiculară s-au folosit tulpinile întregi, iar pentru tăierea longitudinală și transversală s-au folosit probe cu lungimea egală cu diametrul tulpinii.

Rezultatele obținute pot fi urmărite în tabelul 1.

Tabelul 1.

Valorile experimentale ale lucrului mecanic specific și total mediu de tăiere a tulpinilor de porumb „HD-311" cu umiditatea 93%

Caracteristici geometrice								Caracteristicile procesului de tăiere				Lucrul mecanic specific mediu de tăiere, [dJ/cm²]			Coeficienți adimensionali			Aria medie a secțiunii de tăiere, Am [cm²]	Lucrul mecanic total mediu de tăiere perpendiculară, Ltp [dJ]
Cuțit					Contracuțit														
Forma tăișului	Grosimea tăișului, S [mm]	Unghiul de alunecare, α [rad]	Unghiul de ascuțire, γ [rad]	Grosimea cuțitului, a [mm]	Unghiul de alunecare, α₁ [rad]	Unghiul de ascuțire, γ₁ [rad]	Forma tăișului	Jocul între cuțit și contr., j [mm]	Distanța între reazeme, L [mm]	Viteza de tăiere, V [m/s]	Felul tăierii	Perpendiculară Lsp sau L'sp	Longitudinală Lsl sau L'sl	Transversală Lst sau L'st	$\mu_{pt}=\frac{L_{sp}}{L_{st}}$; $\mu'_{pt}=\frac{L'_{sp}}{L'_{st}}$	$\mu_{pl}=\frac{L_{sp}}{L_{sl}}$, $\mu'_{pl}=\frac{L'_{sp}}{L'_{sl}}$	$\mu_{lt}=\frac{L_{sl}}{L_{st}}$; $\mu'_{lt}=\frac{L'_{sl}}{L'_{st}}$		
Zimțat	0,05	0	$\frac{\pi}{9}$	3	$\frac{\pi}{18}$	$\frac{\pi}{3}$	Neted	0,5	11	4	fără cu alunecare	16,295	2 700	2,338	6,967	6,033	1 154	4,988	69,888
		$\frac{\pi}{6}$										11,083	2,318	2,123	5 219	4 785	1 090	3 048	33 784
		$\frac{\pi}{4}$										20,007	3,087	2 808	7 122	6 547	1 087	3 490	69,840

Spre a vedea cum variază lucrul mecanic specific și total și pentru celelalte tipuri de tăiere s-au folosit formulele 18, 19, 20 și 21 și datele din tabelul 1.

Rezultatele obținute pot fi urmărite în planșa 1.

În figurile 3 și 4 se prezintă diagramele de variație a lucrului mecanic specific și total la tăierea înclinat-oblică fără alunecare, iar în figurile 5, 6, 7 și 8, diagramele lucrului mecanic specific și total la tăierea înclinat-oblică cu alunecare.

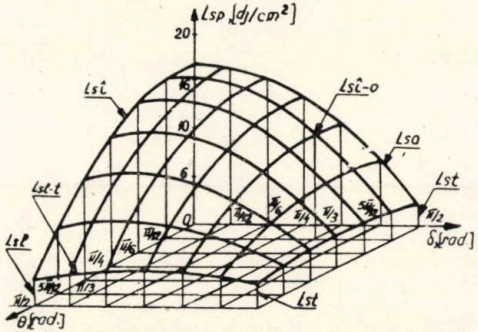


Fig. 3. Variația lucrului mecanic specific Lsî-o la tăierea înclinat-oblică fără alunecare a tulpinilor de porumb „HD 311"

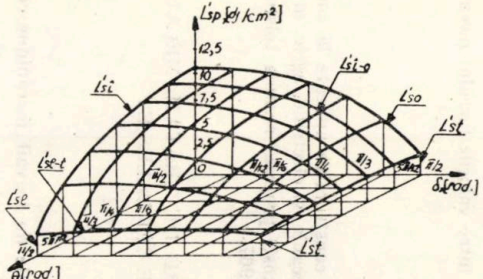


Fig 5. Variația lucrului mecanic specific Lsî-o la tăierea înclinat-oblică cu alunecare a tulpinilor de porumb „HD 311"

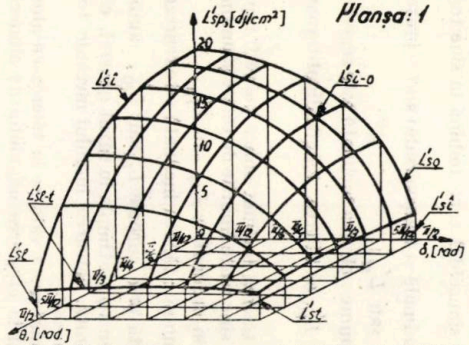


Fig. 7. Variația lucrului mecanic specific Lsî-o la tăierea înclinat-oblică cu alunecare a tulpinilor de porumb „HD 311"

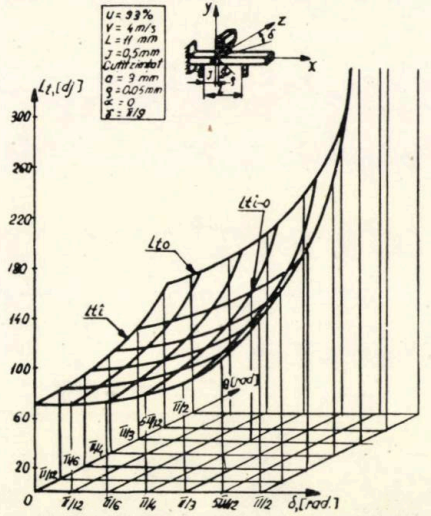


Fig. 4. Variația lucrului mecanic total Lti-o la tăierea înclinat-oblică fără alunecare a tulpinilor de porumb „HD 311"

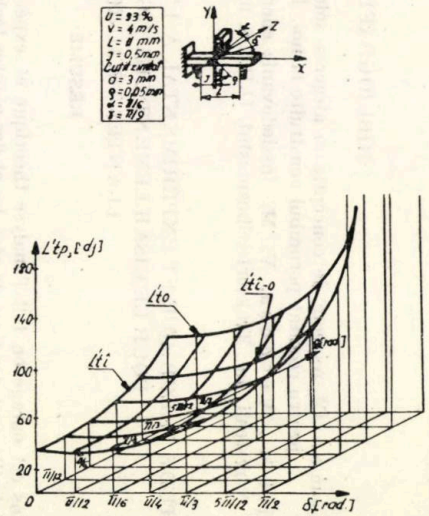


Fig. 6. Variația lucrului mecanic total Lti-o la tăierea înclinat-oblică cu alunecare a tulpinilor de porumb „HD 311"

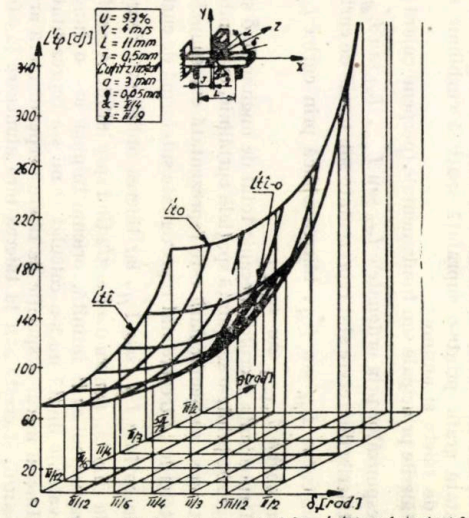


Fig 8 Variația lucrului mecanic total Lti-o la tăierea înclinat-oblică cu alunecare a tulpinilor de porumb „HD 311"

Analizînd cele 6 diagrame se desprind următoarele concluzii :

1. Dependența lucrului mecanic specific de unghiurile δ și θ, la tăierea înclinat-oblică, poate fi reprezentată grafic printr-o suprafață spațială curbilinie de tip sinusoidal care îmbină în sine toate tipurile de tăiere și anume :

— tăierile principale sau fundamentale (perpendiculară longitudinală și transversală) sînt reprezentate corespunzător prin ordonatele L_{sp} sau L'_{sp}, L_{sl} sau L'_{sl}, L_{st}. sau L'_{st};

— tăierile de trecere sînt reprezentate sub formă de curbe și anume : tăierea înclinată este reprezentată prin curba L_{sl} sau L'_{sl}, tăierea oblică prin curba L_{s0} sau L'_{s0} și tăierea longitudinal-transversală prin curba L_{sl-1} sau L'_{sl-t}

2. Dependența lucrului mecanic total de unghiurile δ și θ, la tăierea înclinat-oblică poate fi reprezentată grafic printr-o suprafață spațială curbilinie, care îmbină în sine toate tipurile de tăiere și anume :

— tăierea perpendiculară este reprezentată corespunzător prin ordonatele L_{tp} sau L'_{tp};

— tăierile de trecere sînt reprezentate sub formă de curbe și anume : tăierea înclinată este reprezentată prin curbele L_{tl}, sau L'_{tl}, iar tăierea oblică este reprezentată prin curbele L_{t0} sau L'_{t0}, ambele curbe la limită, pentru $0=\delta=\pi/2$ tind spre infinit. Acest fenomen s-ar întîmpla în cazul general, cînd lungimea tulpinii ar fi infinită, oricum tulpina are o lungime finită, valoarea lucrului mecanic total pentru valorile limită nu s-a calculat și nu s-a reprezentat grafic.

3. Lucrul mecanic specific de tăiere perpendiculară are cea mai mică valoare la tăierea cu alunecare ($\alpha=\pi/6$) și crește atît la tăierea fără alunecare ($\alpha=0$) cît și la creșterea unghiului de alunecare ($\alpha=\pi/4$).

4. În toate cazurile de tăiere se menține următoarea relație între valorile lucrului mecanic specific $L_{sp} \gg L_{sl} > L_{st}$.

BIBLIOGRAFIE

1. Solomon C. Aspecte de concepție în alegerea soluțiilor constructive aplicate la combinatele pentru recoltat porumbul construite la noi. În : Mecaniz. și electrific. agric. nr. 8. 1969.
2. Tudel M,. Verhuşa, V. M. Inssledovanie energoemkosti protessa rezania tolstostebelnih restenii. In : Traktori selhozmaşini, U.R.S.S. nr. 1. 1967.

L'ÉTUDE THÉORIQUE ET EXPÉRIMENTAL À L'ÉGARD DE TRAVAIL MÉCANIQUE POUR LE CISAILLEMENT DES TIGES DE CÉRÉALES ET PLANTES TÉCHNIQUES

RÉSUMÉ

Dans cet ourage on fait l'analyse théorique et expérimentale du travail mécanique consummér pour le cisaillement des tiges de céréales et des plantes téchniques.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

UNELE CONSIDERAȚII PRIVIND CALCULUL INDICATORILOR DE SIGURANȚĂ ÎN FUNCȚIONARE PENTRU SCHEMELE ELECTRICE CU BARE COLECTOARE

DE

I. HEINRICH, P. GHEJU

O metodă des utilizată de analiză a siguranței în funcționare a unei structuri complexe, la care numeroase lucrări elaborate la noi în țară [1], [2], [3], [4], [5], etc. au adus contribuții valoroase, este modelarea comportării în timp a unei asemenea structuri prin lanț Markov finit, simplu, omogen și cu timp continuu.

Probabilitățile stărilor posibile ale unei structuri complexe sînt funcții de timp, care depind de condițiile inițiale precizate pentru complex și care tind către valori stabilizate, independente de condițiile inițiale. În practica analizei siguranței în funcționare a structurilor complexe se lucrează cu valorile stabilizate ale probabilităților stărilor posibile. Acestea se determină din ecuația matricială :

$$[P]\ [q]=[0] \tag{1}$$

în care : $[P]$ este matricea linie cu probabilitățile stărilor posibile ale complexului ; $[q]$ — matricea (pătrată) cu intensitățile de tranziție din unele stări în altele.

Matricea $[q]$ fiind singulară, în vederea determinării probabilităților aferente stărilor posibile ale complexului, sistemului de ecuații algebrice ce rezultă din rel. (1) i se adaugă relația :

$$\sum_{i=1}^{n} P_i=1 \tag{2}$$

n fiind numărul stărilor posibile ale structurii complexe considerate.

În cazul schemelor de conexiuni ale centralelor și stațiilor electrice numărul elementelor schemei de obicei e mare. Corespunzător numărul stărilor posibile prin care poate evolua schema și astfel numărul ecuațiilor ce rezultă din rel. (1) și (2) este mare, ceea ce ridică dificultăți în efectuarea calculelor.

În cazul structurilor complexe formate din elemente independente, calculul probabilităților stărilor posibile ale structurii se poate efectua simplu, fără să se recurgă la sistemul de ecuații determinat prin rel. (1) și (2), știut fiind [6], că probabilitatea ca elementul i al structurii să fie defect se exprimă prin :

$$P_i=\frac{\lambda_i}{\mu_i}P_0 \tag{3}$$

probabilitatea ca elementele i și j să fie defecte, succesiunea de defectări a elementelor fiind i apoi j, este :

$$P_i \text{ apoi } j=\frac{\lambda_i}{\mu_i}\cdot\frac{\lambda_j}{\mu_i+\mu_j}P_0 \tag{4}$$

și similar, dacă ordinea defectării elementelor e inversă :

$$P_j \text{ apoi } i=\frac{\lambda_j}{\mu_j}\cdot\frac{\lambda_i}{\mu_i+\mu_j}P_0, \tag{5}$$

iar probabilitatea ca elementele i și j să fie defecte, neținînd cont de ordinea defectării celor două elemente, se exprimă prin :

$$P_{ij}=\frac{\lambda_i\lambda_j}{\mu_i\mu_j}P_0. \tag{6}$$

În relațiile de mai sus λ și μ sînt intensitățile de tranziție (λ — de defectare, μ — de reparare) ale elementelor, iar P_0 probabilitatea stării de funcționare a tuturor elementelor structurii complexe.

În cazul schemelor de conexiuni ale centralelor și stațiilor electrice, prin folosirea parțială a metodei elementelor echivalente [5], [6], schemele se reduc la structuri complexe, în care elementele nu sînt total independente în funcționare dar în care totuși condiționările în funcționare între elementele schemei sînt foarte reduse. Pornind de la această observație, în lucrare se examinează consecințele aplicării relațiilor (3)...(6) în cazul a patru scheme tipice, frecvent întîlnite în schemele de conexiuni ale centralelor și stațiilor electrice : schemă cu simplu sistem de bare colectoare nesecționate, cu simplu sistem de bare colectoare secționate, cu dublu sistem de bare colectoare nesecționate și cu dublu sistem de bare colectoare secționate.

În toate cele patru cazuri s-a admis, că barele se alimentează prin două circuite, iar de la bare se alimentează n circuite, n apărînd în calcule ca parametru. S-au calculat probabilitatea alimentării unui circuit, probabilitatea nealimentării acelui circuit și numărul mediu de întreruperi a alimentării pe circuitul respectiv în unitate de timp. La efectuarea calculelor s-au considerat numai acele elemente ale schemei, care influențează prin starea lor starea de alimentare a circuitului urmărit ; în această ipoteză, după cum se știe, rezultă un calcul „pesimist" [6]. De asemenea, la efectuarea calculelor s-a considerat, că numai acele elemente se țin sub tensiune, care prezintă un anumit rol funcțional. Astfel, dacă prin defectarea unui element un alt element își pierde rolul funcțional, el se scoate de sub tensiune.

Pentru cele patru tipuri de scheme indicate mai înainte, calculele s-au executat pe de o parte utilizînd relațiile (3)...(6), (calcul aproximativ), pe de altă parte rezolvînd sistemul de ecuații ce rezultă din rel. (1) și (2) cu ajutorul unui calculator IRIS-50 (calcul exact). S-au ținut cont de stările caracterizate prin defecte simple și defecte duble.

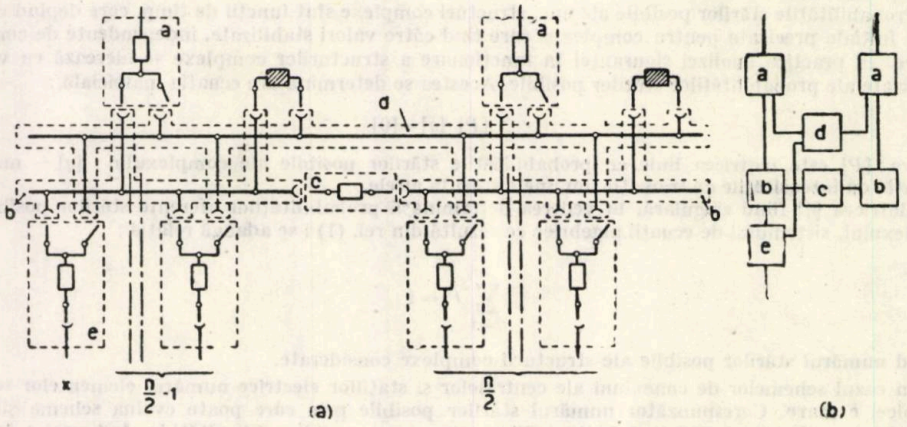


Fig. 1. Schemă cu două sisteme de bare colectoare secționate : *a)* Delimitarea elementelor echivalente ; *b)* Schemă echivalentă formată din elemente echivalente.

În scopul ilustrării procedeului de calcul, în continuare se dau unele indicații referitoare la tratarea schemei cu două sisteme de bare colectoare secționate. Fig. 1, *a* reprezintă schema, cu modul de delimitare a elementelor echivalente. Fig. *1,b* reprezintă schema echivalentă formată din elementele echivalente. S-a notat cu X circuitul al cărui stare de alimentare se urmărește. Tabelul 1 redă stările posibile ale structurii din fig. 1, *b*. Fig. 2 reprezintă graful trecerilor posibile între stările posibile ale structurii

Tabelul 1.

Stările posibile ale structurii din fig. 1 *b*.

Nr. de ordine al stării	Elemente defecte	Nr. de ordine al stării	Elemente defecte	Nr. de ordine al stării	Elemente defecte
0	—	6	a ∩ a	12	b ∩ c
1	un a	7	a ∩ b	13	b ∩ d
2	un b	8	a ∩ c	14	b ∩ e
3	c	9	a ∩ d	15	c ∩ d
4	d	10	a ∩ e	16	c ∩ e
5	e	11	b ∩ b	17	d ∩ e

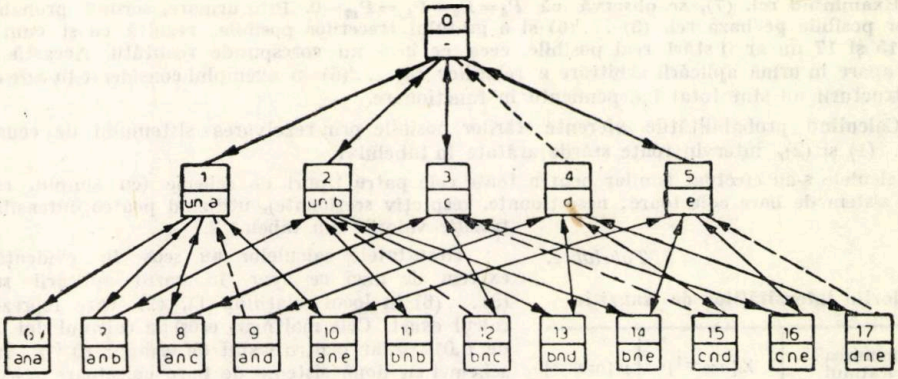


Fig. 2. Graful trecerilor posibile între stările structurii din fig 1, *b*.

fiecărei stări îi corespunde un dreptunghi în graf, cu indicarea numărului de ordine al stării şi a elementelor corespunzătoare defecte.

În graful trecerilor posibile se remarcă posibilitatea trecerii într-un singur sens între stările 0 şi 4, 1 şi 9, 2 şi 12, respectiv 5 şi 17, ceea ce face ca relaţiile (3)...(6) să nu mai fie riguros valabile în cele ce urmează se va analiza însă eroarea ce rezultă prin aplicarea acestor relaţii.

Ţinînd cont de graful trecerilor posibile din fig. 2, probabilităţile stărilor posibile, pe baza relaţiilor (3)...(6) obţin următoarele expresii :

$$P_1=\frac{2\lambda_a}{\mu_a}P_0 \qquad P_6=\frac{\lambda_a^2}{\mu_a^2} \qquad P_{12}=\frac{\lambda_c}{\mu_c}\cdot\frac{2\lambda_b}{\mu_b+\mu_c}P_0$$

$$P_2=\frac{2\lambda_b}{\mu_b}P_0 \qquad P_7=\frac{4\lambda_a\lambda_b}{\mu_a\mu_b}P_0 \qquad P_{13}=\frac{2\lambda_b}{\mu_b}\cdot\frac{\lambda_d}{\mu_b+\mu_d}P_0$$

$$P_3=\frac{\lambda_c}{\mu_c}P_0 \qquad P_8=\frac{2\lambda_a\lambda_c}{\mu_a\mu_c}P_0 \qquad P_{14}=\frac{2\lambda_b\lambda_e}{\mu_b\mu_e}P_0 \tag{7}$$

$$P_4=0 \qquad P_9=0 \qquad P_{15}=0$$

$$P_5=\frac{\lambda_e}{\mu_e}P_0 \qquad P_{10}=\frac{2\lambda_a\lambda_e}{\mu_a\mu_e}P_0 \qquad P_{16}=\frac{\lambda_c\lambda_e}{\mu_c\mu_e}P_0$$

$$P_{11}=\frac{\lambda_b^2}{\mu_b^2}P_0 \qquad P_{17}=0$$

în care P_0 e definită prin relaţia :

$$\sum_{j=0}^{17}P_j=1. \tag{8}$$

Probabilitatea alimentării circuitului X (probabilitatea de succes) este :

$$P_s=P_0+P_1+P_2+P_3+P_4+P_7+P_8+P_9+P_{11}+P_{12}+\frac{P_{13}}{2}+P_{15}, \tag{9}$$

iar probabilitatea nealimentării circuitului X (probabilitatea stării de refuz) este :

$$P_R=P_5+P_6+P_{10}+\frac{P_{13}}{2}+P_{14}+P_{16}+P_{17}. \tag{10}$$

Numărul mediu de întreruperi ale alimentării în unitate de timp rezultă din :

$$\nu=P_0\lambda_e+P_1(\lambda_a+\lambda_e)+P_2\left(\frac{\lambda_d}{2}+\lambda_e\right)+P_3\lambda_e+P_4\left(\frac{\lambda_b}{2}+\lambda_e\right). \tag{11}$$

Examinînd rel. (7), se observă că $P_4=P_9=P_{15}=P_{17}=0$. Prin urmare, scriind probabilităţile stărilor posibile pe baza rel. (3) ... (6) şi a grafului trecerilor posibile, rezultă ca şi cum stările 4, 9, 15 şi 17 nu ar fi stări real posibile, ceea ce însă nu corespunde realităţii. Această contradicţie apare în urma aplicării arbitrare a relaţiilor (3) ... (6) în exemplul considerat în care elementele structurii nu sînt total independente în funcţionare.

Calculînd probabilităţile aferente stărilor posibile prin rezolvarea sistemului de ecuaţii dat de rel. (1) şi (2), intervin toate stările arătate în tabelul 1,

Calculele s-au efectuat similar pentru toate cele patru tipuri de scheme (cu simplu, respectiv dublu sistem de bare colectoare; nesecţionate, respectiv secţionate), utilizînd pentru intensităţile de tranziţie valorile din tabelul 2.

Tabelul 2.

Valorile intensităţilor de tranziţie

Denumirea aparatului	λ [ore^{-1}]	μ [ore^{-1}]
Întrerupător	$0{,}5320\cdot10^{-4}$	0,0168
Separator	$0{,}0214\cdot10^{-4}$	0,0515
Bare colectoare	$0{,}1164\cdot10^{-4}$	0,0599

Rezultatele calculelor au scos în evidenţă erori extrem de mici ce apar în cazul aplicării relaţiilor (3)...(6) în locul relaţiilor (1), (2), care reprezintă un calcul exact. Cele mai mari erori la calculul lui P_S sînt de 0,012% iar pentru ν sînt de ordinul 10^{-5}%. În cazul schemei cu două sisteme de bare colectoare nesecţionate erorile sînt nule, deoarece în acest caz schema echivalentă formează o structură cu elemente total independente în funcţionare.

Desigur, erorile ce rezultă în urma aplicării rel. (3)...(6) în locul rel. (1) şi (2) depind de configuraţia schemei considerate şi de valorile intensităţilor de tranziţie λ şi μ. Lucrarea însă scoate clar în evidenţă, că în cazul celor patru scheme tipice analizate şi ţinînd cont de valorile ce pot apare pentru λ şi μ, se poate recurge la folosirea relaţiilor (3)...(6), erorile care rezultă fiind cu totul neînsemnate. Această precizare aduce simplificări considerabile în efectuarea calculelor, ele putîndu-se executa cu ajutorul unor calculatoare de birou.

BIBLIOGRAFIE

1. Albert H., *Calculul siguranţei în funcţionare al instalaţiilor energetice, utilizînd procese stohastice Markov cu timp continuu.* I.S.P.E. Bucureşti, 1972.
2. Nitu V., Albert H., Brădescu M., O nouă metodă pentru evaluarea siguranţei de funcţionare a schemelor staţiilor electrice, folosind calculul probabilităţilor. Energetica, (13), 1965, nr. 12, p. 573.
3. Nitu V. Albert H., Brădescu M., Metodă generală de studiu a siguranţei funcţionării complexelor energetice. Studii şi cercetări în electrotehnică şi energetică, (18). 1968, nr. 2, p. 259.
4. Nitu V., Albert H., Brădescu M., *Metode statistico-probabilistice utilizate în energetică.* Ed. tehnică, Bucureşti, 1968.
5. Nitu V., *Fiabilitatea instalaţiilor energetice.* Ed. Academiei R.S.R., Bucureşti, 1973.
6. * * * Normativ privind elementele de calcul al siguranţei în funcţionarea instalaţiilor energetice. Centrul de documentare energetică, Bucureşti, 1973.

QUELQUES CONSIDÉRATIONS CONCERNANT LE CALCUL D'INDICATEURS DE SÛRETÉ EN FONCTIONNEMENT POUR LES SCHÉMAS ÉLECTRIQUES À JEU DES BARRES

(RESUMÉ)

Le calcul d'indicateurs de sûreté en fontionnement pour des structures complexes formées d'éléments indépendants, peut être éffectué par des moyens mathématiques simples, à l'aide de quelques calculateurs de bureau.

Les schémas des centrales et stations éléctriques à jeu des barres se réduisent aux schémas équivalents, dont les éléments ne sont pas totalement indépendants en fonctionnement.

On démontre dans le travail qu'en appliquant dans ces cas la méthodologie de calcul valable pour des structures complexes, formées d'éléments indépendants, les erreurs qu'en résultent, sont complètement insignifiantes.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

GÉNÉRATEUR D'IMPULSIONS À PHASE ET/OU DURÉE PSEUDO-ALÉATOIRES À DISTRIBUTION CONSTANTE

PAR

V. STOICA

Á la simulation des quelques procés accidentels, il apparaît la nécéssité de la génération des quelques signaux dont la phase ou durée soient une grandeur aléatoire à densité de probabilité uniformement distribuée à l'interieur d'un intervalle donné. Un générateur de signaux pseudo-aléatoires. quoique, au fond, s'est un appareil déterministe, genère une succession des signaux d'un comportement très approprié de celui d'un signal aléatoire, ayant auprès de celui-ci, l'avantage d'être répétable les caractéristiques statistiques pouvant être precisées, à base de la structure de schéma intérieur. C'est à cause de cela que souvent, un générateur pseudo-aléatoire est préférable à un générateur aléatoire. [1]

Dans la littérature [1]; [2] se présente la possibilité de la génération des quelques signaux à l'amplitude pseudo-aléatoire par l'utilisation d'un registre de déplacement à réaction. Les états d'un tel registre ont la même possibilité dépendante exponentiê llement de numéro des cellules dont el est constitué.

Dans la littérature, le problème de la génération de quelques signaux à phase et/ou durée pseudo-aléatoires est traîté à mesure réduite, ces appareils devenant nécessaires simultanément avec l'abord statistique-probabilste du procés physiques.

Pour générer des signaux à phase et/ou durée pseudo-aléatoires, à densité de probabilité uniformement distribuée à l'intérieur d'un intervalle donné, on peut utiliser un registre de déplacement à réaction, les états du registre devant etre convertis — pas en amplitude, mais en intervalles de temps.

Dans la figure 1 se présente le bloc-schéma d'un générateur de signaux à phase et/ou durée pseudo-aléatoires.

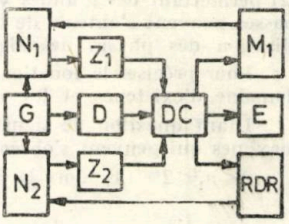


Figure 1.

Le dispositif de commande *DC*, synchronisé par l'intermède du diviseur de fréquence *D* avec le generateur *G* de période constante τ, commande les déplacements dans le registre de déplacement à réaction *RDR* et le passage au $t=t_1$ du contenu du registre de la mémoire M_1 dans le numérateur N_1. Le moment $t=t_1$ se considère origine pour la phase des signaux générés. Dès ce moment là, le numérateur N_1, commence la numération en sens décroissant, à pulsion fournissées par *G*, jusqu'au $t=t_2$, lorsque le traducteur Z_1, transmet en *DC*, l'atteindre d'état zero. L'intervalle de temps $\Delta t_1 = t_2 - t_1$ détermine la phase initiale dont le signal généré suit de l'avoir. La phase initiale peut avoir chaque valeur entre zero et un maximum égal à $(2^m - 1)\,\tau$ ou avec m s'a noté le numéro de cellules de registres M_1 et N_1. La valeur concrète pour Δt_1 est fixée à volonté par la préscription d'état du registre M_1.

Au moment t_2 le dispositif de commande permet le passage du contenu du registre de déplacement à réaction *RDR* dans le numérateur N_2 et le commencement de la numération en sens décroissant à pulsions fournissées par *G*, jusqu'au moment $t=t_3$, quand le traducteur Z_2 transmet en *DC* l'atteindre de l'état zero. L'intervalle de temps $\Delta t_2 = t_3 - t_2$ peut avoir avec la méme probabilité chaque valeur entre zero et $(2^n - 1)\,\tau$. Ici, avec n a été noté le numéro de cellules de numérateur N_2.

Au moment t_3 le dispositif de commande permet au bloc de sortie *E* de générer une impulsion de durée τ. Auprès de l'origine des phases $t=t_1$, cette impulsion a donc un retardement égal à $\Delta t = \Delta t_1 + \Delta t_2$, c'est-à-dire égal avec la limite minime préscrite de la phase Δt_1 à laquelle s'ajoute un retardement pseudo-aléatoire Δt_2. La phase d'impulsion générée sera :

$$\varphi = \frac{2\pi\Delta t}{(\Delta t_1)_{max} + (\Delta t_2)_{max}} \text{ (radians).} \qquad (1)$$

Les procés se repètent en commencant de $t=r\tau$, r étant le raport de divisions du diviseur de fréquence D. Entre m, n et r il peut s'écrire la relation

$$(2^m+2^n-2)\,\tau \leqslant \tau r=T \qquad (2)$$

qui met en évidence le fait que la période T, doit-etre au minimum égale avec le plus grand retardement que pourrait apparaître.

Pour fornir des signaux à durée pseudo-aléatoire il est nécessaire qu'à $t=t_1$ le dispositif permet l'apparition de signal dans le bloc E at à $t=t_3$, de commander la disparition de celui-ci. Pour des signaux à phase et à durée pseudo-aléatoires, les procés sont identiques à l'observation qu'ils s'executeront deux fois chacun, la première fois pour la détermination de la phase et la seconde fois pour la détermination de la durée.

La qualité des signaux pseudo-aléatoires fournis, peut être appreciée à base des paramètres suivants : amplitude, fréquence maxime et minime, résolution, fonction de probabilité.

Le générateur présenté peut réaliser l'amplitude du signal de valeurs raisonnables sans difficultés importantes.

La fréquence et la résolution sont des grandeurs qui se conditionnent réciproquement étant contenues dans un certain mode dans la relation (2). Pour une bonne résolution, c'est-à-dire pour différence relative minime entre les phases ou les durées de deux signaux quelconque, il est nécessaire que m et n ont des grandes valeurs, la différence de phase entre deux, les plus appropriés signaux s'exprimant avec le rapport :

$$\Delta\varphi_{min}=\frac{2\tau\pi}{T}=\frac{2\pi}{2^m+2^n-2}\ \text{(radians)}. \qquad (3)$$

En croissant les valeurs pour m ou n s'obtient une résolution meilleure, une finesse plus accentuée de phases des signaux générés, la période T de signaux croissant dans un mode correspondant lorsque la période τ se mentient constante.

La réduction de la période τ est limitée par les vitesses de comutation de numérateurs N_1, N_2 et de diviseur D, et en conséquence pour $n=m=6$ et $\tau=10^{-6}$ secondes, résulte la fréquence maximum égale approximativement à 8 kHz. La croissance de la fréquence en plus de cette valeur, se peut faire soit par la réduction de la finesse, donc par la reduction de la période τ, ce qu'il peut se réaliser à grandes difficultés. Dans le cas des signaux à phase initiale nulle, la periode T peut être deux fois moindre à la meme résolution, ce que permet le doublement de la fréquence maxime de signaux générés.

La fréquence minime dont le signal généré peut avoir, peut abaisser tout-bas possible, la relation (2) permettant des grandes valeurs pour T si le generateur G a une fréquence réduite. À frequences basses peuvent s'obtenir de très bonnes résolutions et en conséquence une grande finesse dans la réalisation des phases des signaux générés.

Pour préciser la fonction de probabilité realisée par le schéma, il faudrait montrer les limites du domaine d'existence et les valeurs des probabilités dans l'intervalle de cettes limites.

Étant quéstion de signaux à phase aléatoire il est suffisant de préciser les ongles minimes et maximes qui peuvent s'obtenir. Si on note avec n_1 le numéro inscrit dans le registre M_1,

$0\leqslant n_1\leqslant 2^m-1$, alors la phase minime sera :

$$\varphi_{min}=2\pi\frac{n_1}{n_1+2^n-1}=0\div 2\pi\frac{2^m-1}{2^m+2^n-2}\ \text{(radians)}. \qquad (4)$$

La phase maxime s'obtient lorsque de RDR s'extrait un état à valeur maxime égale à 2^n-1, ce que signifie une phase égale à 2π radians.

La phase du signal généré, à un moment donné, aura une valeur discrète située entre φ_{min} et φ_{max}, le pas de discrétion étant $2\pi/2-1$, et les valeurs discrètes équiprobables.

L'installation executée conformement au bloc-schéma de figure 1, a $n=m=6$; $r=128$, $\tau=1$ 10^{-6} secondes, la résolution meilleure à 1%, la phase initiale contenue entre 0 et π radians prescrite par le panneau de commande, phase maxime à π radians, plus grande que la phase minime. Les signaux générés peuvent être choisis entre les variantes à phase, à durée, à phase et durée pseudo-aléatoires.

BIBLIOGRAPHIE

1. Angheloiu I., *Teoria codurilor*. Ed. militară, Buc. 1972.
2. Korn G. A., *Simularea şi măsurarea proceselor aleatoare*, Ed. Tehnică Bucureşti 1970.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

FORŢE ÎN MEDII FLUIDE NELINIARE

DE

A. COLŢEU

În literatură densitatea echivalentă a forţei de volum ce se exercită asupra mediilor corporale neliniare se determină după ce în prealabil se stabileşte expresia tensiunilor exercitate de cîmpul magnetic asupra acestora. Ipoteza acestor demonstraţii constă în echivalarea oricărui cîmp electromagnetic din medii masive cu cîmpul care s-ar stabili între conductoare filiforme parcurse de curenţi de conducţie [1] [2].

În această lucrare se determină în mod direct densitatea echivalentă a forţei de volum exercitate de cîmpul electromagnetic asupra mediilor fluide neliniare, fără istereză, izotrope şi omogene (pe porţiuni) fără a face ipoteza menţionată, pornind de la teorema generalizată a forţelor lagrangiene, care se enunţă astfel:

La deformaţii ale corpurilor cu polarizare reversibilă din interiorul unei suprafeţe închise $\sum$, care păstrează fixe punctele acestei suprafeţe şi în rest sînt arbitrare, lucrul mecanic elementar cedat de cîmp e egal şi de semn contrar cu variaţia energiei electromagnetice localizate în V_Σ, dacă în decursul variaţiei elementare considerate fluxurile magnetice şi electrice prin orice suprafaţă ataşată S conţinută în V_Σ sînt constante. Adică:

$$\int_{v_\Sigma} \bar{f}\cdot\bar{v}\,dv = -\frac{d}{dt}\int_{v_\Sigma} w\,dt \tag{1}$$

dacă $\frac{d_f\bar{B}}{dt} = \frac{d_f\bar{D}}{dt} = 0$, unde f= densitatea echivalentă a forţei de volum; v= viteza punctelor materiale; w= densitatea de volum a energiei magnetice libere. Pentru medii neliniare, fără istereză, w are expresia:

$$w = w(H, \tau, T) = HB - \int_0^H B\,dH$$

unde $B = \mu(H, \tau, T)\,H$ reprezintă inducţia magnetică.

Ţinînd cont că în decursul deplasării elementare considerate, punctele suprafeţei $\sum$ rămîn fixe, expresia (1) a bilanţului energetic se poate scrie sub forma:

$$\int_{v_\Sigma} \bar{f}\cdot\bar{v}\,dv = -\int_{v_\Sigma} \frac{\partial w}{\partial t}\,dv \tag{1'}$$

Variaţia locală a densităţii de energie liberă, datorită deplasării elementare se poate exprima în forma:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\bar{v}\cdot\operatorname{grad} w - \tau\left.\frac{\partial w}{\partial \tau}\right|_{H,\,T}\operatorname{div}\cdot\bar{v} \tag{2}$$

unde indicii H, T indică faptul că derivarea se efectuează la H respectiv T constanţi. Înlocuind expresia densităţii de energie în relaţia (2) se obţine

$$\frac{\partial w}{\partial t} = -\operatorname{div}\left[\bar{v}\left(\tau\left.\frac{\partial w}{\partial \tau}\right|_{H,\,T}\right) + \bar{v}H\tau\left.\frac{\partial B}{\partial \tau}\right|_{H,\,T}\right] + H\frac{\partial B}{\partial t} - \bar{v}B\cdot\operatorname{grad} H +$$

$$+\bar{v}\cdot\operatorname{grad}\int_0^H B\,dH - \bar{v}\cdot\operatorname{grad}\int_0^H \tau\left.\frac{\partial B}{\partial \tau}\right|_{H,\,T} dH.$$

Dar $H\dfrac{\partial B}{\partial t}=\overline{H}\dfrac{\partial \overline{B}}{\partial t}$ și cum prin ipoteza $\dfrac{d_f B}{dt}=0$ rezultă

$$H\frac{\partial B}{\partial t}=\overline{H}\cdot \operatorname{rot}(\overline{v}\times\overline{B})=\operatorname{div}[\overline{H}\times(\overline{v}\times\overline{B})]-\overline{v}(\overline{J}\times\overline{B})$$

Avînd în vedere egalitatea de mai sus, variația locală în raport cu timpul a densității de energie magnetică liberă devine :

$$\frac{\partial w}{\partial t}=-\operatorname{div}\left[\overline{v}\left(\tau\frac{\partial w}{\partial \tau}\bigg|_{H,\,T}+H\tau\frac{\partial B}{\partial \tau}\bigg|_{H,\,T}\right)-H\times(\overline{v}\times\overline{B})\right]-\overline{v}(\overline{J}\times\overline{B})-$$

$$-\overline{v}\left(B\operatorname{grad}H-\operatorname{grad}\int_0^H B\,dH+\operatorname{grad}\int_0^H \tau H\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}dH\right). \tag{3}$$

Introducînd relația (3) în (1') și ținînd cont că pe suprafața $\sum$ viteza $\overline{v}$ e nulă se obține expresia densității echivalente a forței de volum în forma

$$\overline{f}=\overline{J}\times\overline{B}+B\operatorname{grad}H-\operatorname{grad}\int_0^H B\,dH+\operatorname{grad}\int_0^H \tau H\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}dH \tag{4}$$

sau

$$\overline{f}=\overline{J}\times\overline{B}-\frac{H^2}{2}\operatorname{grad}\mu+\operatorname{grad}\left(\frac{BH}{2}-\int_0^H B\,dH\right)+\operatorname{grad}\int_0^H H\tau\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}dH \tag{5}$$

Tensorul tensiunilor. Forța rezultantă ce se exercită asupra mediului din interiorul unei suprafețe închise $\sum$ are expresia

$$\overline{F}=\int_{v_\Sigma}\overline{f}\,dv=\oint_\Sigma \overline{T}_n\,ds \tag{6}$$

unde $\overline{T}_n$ reprezintă vectorul stare de tensiune locală definit prin relația

$$\overline{T}_n=\frac{d\overline{F}_n}{ds} \tag{7}$$

$d\overline{F}_n$ fiind forța ce se exercită prin elementul de suprafață $d\overline{s}$ avînd orientarea normală $\overline{n}$, asupra punctelor din vecinătatea suprafeței spre care e îndreptată normala $\overline{n}$. Deoarece vectorul $\overline{T}_n$ depinde de orientarea $\overline{n}$, relația (7) definește o infinitate de vectori. Mulțimea tuturor vectorilor $\overline{T}_n$ reprezintă un tensor de ordinul al doilea $\overline{\overline{T}}$ numit tensorul stare de tensiune.

Între componentele acestui tensor și componentele densității de forță f există relațiile :

$$f_i=\frac{\partial T_{ij}}{\partial x_j}. \tag{8}$$

Se poate demonstra că există o infinitate de stări de tensiune fictive echivalente cu densitatea de forța dată [4]. Pentru a găsi una din ele în expresia (4) se ține cont de următoarea egalitate :

$$B\operatorname{grad}H=\overline{B}\times\operatorname{rot}\overline{H}+(\overline{B}\operatorname{grad})\overline{H}$$

și deci

$$\overline{f}=(\overline{B}\operatorname{grad})\overline{H}-\operatorname{grad}\int_0^H B\,dH+\operatorname{grad}\int_0^H H\tau\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}dH.$$

Componenta forței $\overline{f}$ după direcția $\overline{u}_i$ are expresia

$$f_i=B_j\frac{\partial H_i}{\partial x_j}+\frac{\partial}{\partial x_i}\left\{-\int_0^H B\,dH+\int_0^H H\tau\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}dH\right\}=$$

$$=\frac{\partial(H_iB_j)}{\partial x_j}-H_i\frac{\partial B_j}{\partial x_j}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left\{-\int_0^H B\,dH+\int_0^H H\tau\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}dH\right\}\delta_{ij}. \tag{9}$$

Comparînd relaţia (9) cu (8) şi avînd în vedere faptul că div $\overline{B}=0$ rezultă pentru componentele tensorului $\overline{\overline{T}}$ expresia

$$T_{ij}=\left\{-\int_0^H B\,\mathrm{d}H+\int_0^H H\tau\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}\mathrm{d}H\right\}\delta_{ij}+H_iB_j \tag{10}$$

Avînd în vedere relaţia (10) şi legăturile ce există între componentele vectorului $\overline{T}_n$ şi componentele tensorului $\overline{\overline{T}}$ rezultă pentru vectorul stare de tensiune expresia

$$\overline{T}_n=\overline{H}\,(\overline{B}\cdot\overline{n})+\left\{-\int_0^H B\,\mathrm{d}H+\int_0^H H\tau\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\bigg|_{H,\,T}\mathrm{d}H\right\}\overline{n} \tag{10'}$$

Forţe de suprafaţă. Fie S_{12} suprafaţa de separaţie dintre două medii neliniare diferite neparcursă de curenţi superficiali de conducţie, în care s-a stabilit un cîmp magnetic staţionar. Forţa ce se exercită pe unitatea de suprafaţă se defineşte prin relaţia

$$\overline{f}_s=\lim_{\substack{\Delta h\to 0\\ \Delta s\to 0}}\frac{\Delta F}{\Delta s}$$

unde Δs reprezintă aria interceptată de un cilindru elementar de înălţime Δh pe suprafaţa S_{12}.

Forţa $\Delta\overline{F}$ ce se exercită asupra volumului închis de suprafaţa $\sum_c$ poate fi calculată cu ajutorul vectorului stare de tensiune

$$\Delta\overline{F}=\oint_{\Sigma_c}\overline{T}_n\,\mathrm{d}s \tag{12}$$

După efectuarea calculelor se obţine

$$\overline{f}_s=\frac{B_n^2}{\mu_1\mu_2}(\mu_1-\mu_2)\,\overline{n}_{12}+\left(\int_0^{H_1}B_1\,\mathrm{d}H_1-\int_0^{H_2}B_2\,\mathrm{d}H_2\right)\overline{n}_{12}+$$

$$+\left(\int_0^{H_2}H_2\tau\left(\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\right)_2\mathrm{d}H_2-\int_0^{H_1}H_1\tau\left(\frac{\partial\mu}{\partial\tau}\right)_1\mathrm{d}H_1\right)\overline{n}_{12}$$

Concluzii. În această lucrare se stabileşte expresia densităţii echivalente a forţei de volum exercitate de cîmpul electromagnetic asupra mediilor fluide neliniare, fără a echivala cîmpul din mediul masiv cu cîmpul produs de circuite filiforme parcurse de curent de construcţie. Se determină apoi forţele ce se exercită la suprafaţa de separaţie între medii neliniare diferite, precum şi tensorul tensiunilor pentru medii neliniare. Toate relaţiile stabilite în lucrare pentru medii neliniare, se transformă pentru medii liniare, în cele cunoscute din literatură.

BIBLIOGRAFIA

1. Landan L., Lifchitz E., *Electrodynamique des milieux continus*, Editions MIR, Moscou, 1969, p. 189.
2. Cowley M. D., Rosensweig R. E., The interfacial stability of a ferromagnetic fluid, J. of Fluid Mech., Cambridge University Press, 1967 v 30 part 4 p. 671.
3. Timotin A., Generalizarea teoremelor forţelor lagrangiene Electrotehnica Bucureşti nr. 4 1958 p. 119.
4. De Sabata I., *Bazele electrotehnicii*, Timişoara Ed. IPT 1974 v. I. p. 144

FORCES DANS LES FLUIDS NONLINEAIRES

(RESUME)

Dans cet article on détérmine l'expression de la densité volumique équivalente des forces agissant sur les milieux nonlineaires, sans faire appel à l'équivalence du champ dans les milieux massifs avec le champ des circuits filiformes.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

REZOLVAREA PE CALE NUMERICĂ A PROBLEMELOR DE CÎMP PLANE ÎN DOMENII CU CONTURURI CIRCULARE ŞI CONDIŢII DE FRONTIERĂ DE TIP DIRICHLET DATE EMPIRIC

DE

U. GRÜN, VALERIA LĂPUŞAN ŞI E. BĂRBULESCU*

Autorii dedică această lucrare memoriei Prof. em. dr. doc. Plautius Andronescu.

1. **Enunţarea problemei.** Se presupune un domeniu plan de o configuraţie oarecare D (fig. 1) în care se cere să se cunoască în fiecare punct intensitatea cîmpului, dîndu-se prin măsurători potenţialul V în p puncte situate pe conturul Γ. Numărul de puncte este finit, distanţa între două puncte consecutive fiind stabilită în funcţie de posibilităţile tehnice reale de măsurare. Din motive practice, electrodul de referinţă faţă de care se stabilesc potenţialele pe contur se situează în originea sistemului de coordonate, iar potenţialul în origine se consideră nul, $V_0=0$.

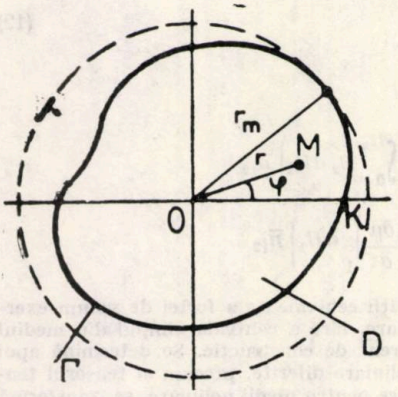


Fig. 2. Domeniul D plan definit de curba $\Gamma \cdot r_m$ fixează punctele de pe conturul de depărtare maximă faţă de origine.

În domeniul D potenţialul V satisface ecuaţia diferenţială Laplace

$$\Delta V=0 \tag{1}$$

sau în coordonate polare

$$\frac{\partial^2 V}{\partial_r{}^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial V}{\partial r}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2 V}{\partial \varphi^2}=0 \tag{2}$$

În ipoteza să s-ar obţine o soluţie analitică — exactă sau aproximativă — a problemei de cîmp enunţate, intensitatea cîmpului electric în orice punct din domeniu s-ar stabili cu relaţiile:

$$E_r=-\frac{\partial V}{\partial r};\quad E_\varphi=-\frac{1}{r}\frac{\partial V}{\partial \varphi} \tag{3}$$

Pentru rezolvarea problemei, autorii propun schimbarea variabilei independente r a ecuaţiei diferenţiale (2) într-o variabilă independentă adimensională $r^*=\frac{r}{r_m}$, unde $0\leqslant r^*\leqslant 1$.

Ecuaţia diferenţială (2) devine:

$$\frac{\partial^2 V}{\partial r^{*2}}+\frac{1}{r^*}\frac{\partial V}{\partial r}+\frac{1}{r^{*2}}\frac{\partial^2 V}{\partial \varphi^2}=0. \tag{4}$$

Soluţia obţinută prin metoda separării variabilelor, [2], este:

$$V(r^*,\ \varphi)=\sum_{n=1}^{\infty} r^{*n}(A_n \sin n\varphi+B_n \cos n\varphi) \tag{5}$$

În soluţia (5), coeficienţii A_n şi B_n trebuiesc determinaţi prin condiţiile cunoscute pe frontiera Γ a domeniului D. Soluţia (5) poate fi aproximată la $p/2$ termeni, permiţînd obţinerea iniţială a p coeficienţi

*) E. Bărbulescu este student în anul IV, secţia Electroenergetică.

de tip A și B care aproximează soluția reală $V(r^*,\varphi)$ în domeniul D. Întrucît valoarea numărului p nu este prea mare din motive tehnice, soluția obținută nu ar fi suficient de precisă. În aceste condiții soluția aproximativă ar fi de forma :

$$V(r^*, \varphi)=\sum_{n=1}^{p/2} r^{*n}(A_n \sin n\varphi+B_n \cos n\varphi) \tag{6}$$

Ridicarea preciziei soluției (6) cere sporirea informației asupra condițiilor de frontieră și în puncte în afara celor p în care s-au făcut măsurători. Acest lucru nefiind realizabil tehnic, autorii propun următoarele metode :

a) Lărgirea condițiilor de frontieră prin înlocuirea distribuției funcției potențial $V_\Gamma(r^*, \varphi)$ pe conturul Γ cu un polinom $P(r^*, \varphi)$ care trece prin cele p valori $V_\Gamma(r^*, \varphi)$ stabilite empiric și are în afara acestor puncte erori sau limite de erori controlabile.

b) Stabilirea de condiții pe frontieră suplimentare prin folosirea soluției aproximative inițiale și aplicarea unui procedeu iterativ cu stabilirea legii de propagare a erorilor la fiecare pas de iterație.

Obiectul lucrării de față este examinarea concretă a primei metode.

2. **Stabilirea unui polinom de tip Cebîșev pentru aproximarea condițiilor pe frontieră.** Din analiza polinoamelor de aproximare a unor funcții date analitic sau empiric [1], [3] aproximarea „în sensul lui Cebîșev" este cea mai potrivită pentru rezolvarea problemei propuse. Se pornește de la aproximarea unei funcții date $f(x)$ prin $n+1$ puncte de abscisă a_i cu ajutorul unui polinom de interpolare de tip Lagrange de gradul n. Eroarea care se comite într-un punct x prin înlocuirea funcției $f(x)$ prin polinomul $P(x)$ este :

$$R_n(x)=f(x)-P(x)=(x-a_0)(x-a_1)\ldots(x-a_n)\frac{f^{n+1}(x)}{(n+1)!}.$$

Fie deci

$$(x-a_0)(x-a_1)\ldots(x-a_n)=2^{-n}T_{n+1}(x) \tag{7}$$

Dacă se fixează abscisele a_i în care potențialul pe circumferința Γ a domeniului, desfășurată, este cunoscut astfel încît să corespundă zerourilor polinomului Cebîșev $T_{n+1}(x)$

$$a_i=\cos\frac{2i+1}{n+1}\frac{\pi}{2}, \qquad i=0,\ 1,\ 2,\ \ldots,\ n \tag{8}$$

atunci restul $R_n(x)$ nu depășește limita $\pm 1/2^n$ cînd x variază de la -1 la 1. Eroarea $\pm 1/2^n$ este cea mai mare posibilă în condițiile specificate. Condiția (8) are dezavantajul că impune pe circumferința Γ (fig. 1) locul celor p puncte în care trebuie stabilit experimental potențialul. Cînd numărul p este stabilit, abscisele a_i depind în mod pronunțat de forma circumferinței.

3. **Metoda practică de aproximare.** Fixarea poziției absciselor a_i pe conturul Γ ce delimitează domeniul D se face prin desfășurarea liniară a acestuia (fig. 2). Identificarea punctului a_i pe contur, în ipoteza că s-ar cunoaște analitic forma curbei $r^*=f(\varphi)$ s-ar obține din :

$$a_i=\int_0^{\varphi}\sqrt{r^{*2}+r^{*\prime 2}}\,d\varphi$$

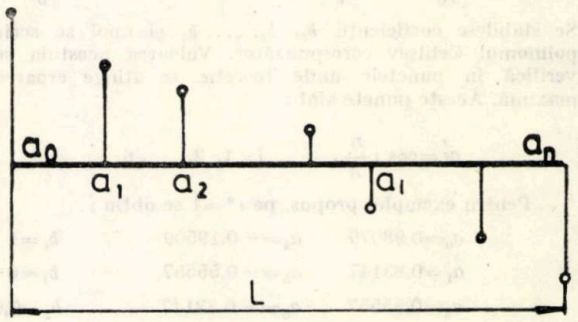


Fig. 2. Desfășurarea curbei Γ ce delimitează domeniul D.

Presupunînd că a_0 ar corespunde punctului K de pe circumferință (fig. 1), pe de altă parte variabila x, deci abscisa a_i trebuie să ia valori între -1 și 1 cînd se parcurge circumferința Γ. Se introduce deci noua variabilă

$$a_i^*=\frac{\int_0^{\varphi}\sqrt{r^{*2}+r^{*\prime 2}}\,d\varphi-\frac{1}{2}\int_0^{2\pi}\sqrt{r^{*2}+r^{*\prime 2}}\,d\varphi}{\frac{1}{2}\int_0^{2\pi}\sqrt{r^{*2}+r^{*\prime 2}}\,d\varphi} \tag{9}$$

care corespunde variabilei independente a polinomului Cebîșev. Cum valorile a_i^* vor rezulta din relația (8), se pune problema determinării punctului pe circumferință prin determinarea perechii $(r^*, \varphi)_i$.

Chiar dacă se înlocuieşte expresia (9) printr-o relaţie unde integralele sînt aproximate prin sume, determinarea perechii $(r^*, \varphi)_i$ nu se poate face la un contur Γ absolut oarecare decît prin încercări. Aceste încercări introduc însă erori care nu mai justifică folosirea polinoamelor Cebîşev. In cazul particular cînd domeniul D este circular ($\rho^* = \text{const.}$) determinarea lui φ_i este posibilă şi metoda este aplicabilă. Din (9) se obţine :

$$a_i = \frac{\rho^* \varphi_i - \rho^* \pi}{\rho^* \pi} = \frac{\varphi_i}{\pi} - 1 \tag{10}$$

şi fixarea punctelor p pe circumferinţa domeniului (de această dată de formă circulară) devine posibilă.

Stabilirea polinomului Cebîşev de interpolare se face conform [1] :

$$f(a_i) = \sum_{k=0}^{n} b_k T_k(a_i) \tag{11}$$

unde :

$$b_0 = \frac{1}{n+1} \sum_{i=0}^{n} f(a_i) \qquad \text{şi} \qquad b_k = \frac{1}{n+1} \sum_{i=1}^{n} f(a_i)\, T_k(a_i) \tag{12}$$

$f(a_i) = V(a_i) = V(\varphi_i)$, $i = 0, 1, \ldots, n$ este şirul valorilor potenţialelor măsurate în cele p puncte de pe circumferinţă. $T_k(a_i)$ este polinomul Cebîşev de ordinul k.

Procedura de calcul se pretează a fi convertită într-un algoritm care poate fi tratat pe un calculator cifric.

4. **Exemplu de calcul** Se consideră domeniul inelar din fig. 3. Contactele de alimentare cu curent electric sînt inelare, aşezate pe întreaga circumferinţă a domeniului şi considerate supraconductoare. Se cere determinarea funcţiei potenţiale $V(r^*, \varphi)$ şi intensitatea cîmpului electric E. Razele raportate ale cercului exterior şi interior sînt $r_1^* = 1$, respectiv $r_2^* = 0{,}5$. Potenţialul electrodului exterior este 1, iar al celui interior 0. Se consideră opt puncte ($p = 8$), ele fiind notate cu 0,1, ... , 7. Determinarea locului acestor puncte pe circumferinţă se face după relaţia (10)

$$a_i = \cos\frac{(2i+1)\pi}{16} = \frac{\varphi_0}{\pi} - 1\,; \qquad \varphi_i = \pi\left(1 + \cos\frac{(2i+1)\pi}{16}\right)$$

Se stabilesc coeficienţii $b_0, b_1, \ldots, b_7$ şi apoi se scrie polinomul Cebîşev corespunzător. Valoarea acestuia se verifică în punctele unde teoretic se atinge eroarea maximă. Aceste puncte sînt :

$$a_i' = \cos i\frac{\pi}{n}, \qquad i = 1, 2, \ldots, 6.$$

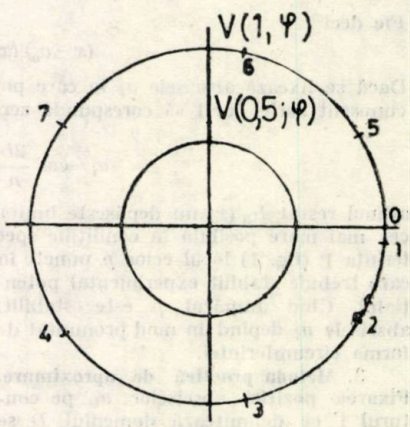


Fig. 3. Domeniul considerat în exemplul de calcul.

Pentru exemplul propus, pe $r^* = 1$ se obţin :

$a_0 = 0{,}98079$	$a_4 = -0{,}19509$	$b_0 = 1$	$b_4 = 0{,}00001803015$
$a_1 = 0{,}83147$	$a_5 = -0{,}55557$	$b_1 = 0$	$b_5 = 0$
$a_2 = 0{,}55557$	$a_6 = -0{,}83147$	$b_2 = 0{,}0000475899$	$b_6 = 0{,}00003283196$
$a_3 = 0{,}19509$	$a_7 = -0{,}98079$	$b_3 = 0$	$b_7 = 0$

Forma polinomului de aproximare este (11), cu valorile :

$f(a_1') = 0{,}99998014967$	$f(a_4') = 0{,}9999804392$
$f(a_2') = 0{,}99998196901$	$f(a_5') = 1{,}0000198525$
$f(a_3') = 1{,}0000198525$	$f(a_6') = 0{,}99998196901$

Se constată că eroarea maximă este :

$$\varepsilon_{max} = 0{,}0000198525$$

şi are o valoare mult inferioară limitei prevăzute, care este $\pm 1/2^n = \pm 1/2^p = 0{,}00390625$.

Rezolvarea în continuare a problemei de cîmp se face cu ajutorul soluției (6), coeficienții A_n și B_n fiind determinați din ecuații liniare programate pe calculator, numărul de termeni putînd fi extins după dorință, luîndu-se valorile potențialului de pe frontieră din polinomul Cebîșev de aproximare.

BIBLIOGRAFIE

1. Angot, A., *Complemente de matematici pentru ingineri din electrotehnică și telecomunicații*, București, România, Editura Tehnică, 1965. p. 822.
2. Sabac, Gh., *Matematici speciale*, București, România, EDP, V. 2.
3. Démidovitch, B. și Maron, I., *Elements de calcul numerique*, Moscova, URSS, Editura Mir, 1973.

THE NUMERICAL SOLUTION OF CIRCLE-BOUNDARIED PLANE-FIELD PROBLEMS WHEN THE DIRICHLET BOUNDARY-CONDITIONS ARE GIVEN EMPIRICALLY

ABSTRACT

In this paper the authors had used a limited Fourier-seria as a solution of the Laplace- differential equytions of a potential problem in a circle boundary plan area. In order to make the solution more precise by increasing the points on the boundary in which the potential in known, they approximated the boundary conditions with Tchebychev polinoms. An example of calcullus is also given.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

FORŢA SUPERFICIALĂ EFECTIV EXERCITATĂ DE CÎMPUL ELECTRIC STAŢIONAR ÎN SUPRAFEŢELE CE POARTĂ O SARCINĂ ELECTRICĂ LIBERĂ

DE

D. DABA

Ca modest omagiu adus memoriei Prof. emerit dr. doc. ing. Plautius Andronescu.

1. **Introducere.** În 1957 Al. Timotin [1] a formulat o teorie macroscopică coerentă şi generală, relativist-invariantă, a proprietăţilor dinamice ale cîmpului electromagnetic macroscopic. În cadrul ei s-a definit univoc (exclusiv pe baza concepţiei de cîmp) densitatea *efectivă* a forţei exercitate de cîmp asupra mediilor corporale oarecare. Expresia ei (partea electrică), adevărată în orice referenţial inerţial, este :

$$\bar{f}_{v\,ef}=\rho\bar{E}-\nabla(\bar{E}\bar{\bar{P}})^{*} \tag{1}$$

ρ fiind densitatea de volum a sarcinii electrice libere, $\bar{E}$ — intensitatea cîmpului electric, iar $\bar{P}$ — vectorul polarizaţie.

Folosind legea polarizaţiei electrice şi operaţiuni cunoscute de analiză vectorială [2], densitatea (1) obţine şi forma :

$$\bar{f}_{v\,cf}=\rho\bar{E}-1/2\,E^2\nabla\varepsilon-1/2\nabla(\bar{E}\bar{P}) \tag{2}$$

Pornind de la această expresie şi asimilînd suprafaţa corpului unui strat de rapidă variaţie continuă a mărimilor şi grosime tinzînd la zero, în [2] s-a dedus cu ajutorul unui procedeu de trecere la limită şi densitatea superficială a forţei efective exercitate de cîmp în mediile neîncărcate electric. ($\rho=0$) :

$$\bar{f}_{s\,ef}=1/2\,D_n^2\nabla_s 1/\varepsilon-1/2\,E_t^2\nabla_s\varepsilon-1/2\nabla_s(\bar{E}\bar{P}) \tag{3}$$

În lucrarea de faţă se stabileşte expresia forţei locale superficiale în cazul mai general al corpurilor încărcate electric. Componentele normale ale inducţiei electrice ne mai fiind însă continue, procedeul de limită amintit nu poate fi folosit. Din acest motiv se apelează la reducerea forţelor electrice de volum (2) la tensiuni mecanice fictive de suprafaţă.

2. **Tensorul stare de tensiune efectiv.** Starea de tensiune mecanică fictivă ce poate înlocui echivalent acţiunea cîmpului electric se determină din condiţia :

$$\int_{V_\Sigma}\bar{f}_{v\,ef}\,dv=\oint_{\Sigma}\bar{T}_{en}\,dA \tag{4}$$

unde $\sum$ este suprafaţa închisă ce mărgineşte porţiunea V_Σ a mediului corporal, iar $\bar{T}_{en}$ vectorul tensiune, dependent de orientarea locală $\bar{n}$ a normalei. Mulţimea vectorilor $\bar{T}_{en}$ defineşte un tensor de ordinul al doilea $\bar{\bar{T}}_e$, pe care îl vom numi tensorul stare de tensiune *efectiv* doarece se referă la forţele efectiv exercitate de cîmp şi pentru a-l deosebi de tensorul *maxwellian*, cunoscut în literatură (şi care corespunde forţelor *echivalente*).

Folosind transformarea de integrale a lui Gauss-Ostrogradsky referitoare la tensorii de ordinul al doilea, se deduce :

$$\oint_{\Sigma}\bar{T}_{en}\,dA=\int_{V_\Sigma}\operatorname{div}\bar{\bar{T}}_e\,dv$$

sau, volumul V_Σ fiind arbitrar şi folosind (4) :

$$\bar{f}_{v\,ef}=\operatorname{div}\bar{\bar{T}}_e \tag{5}$$

Introducînd în (2) înlocuirile :

$$\rho=(\nabla\bar{D});\quad 1/2E^2\nabla\varepsilon=\nabla\varepsilon E^2/2-1/2\varepsilon\nabla E^2;\quad \nabla E^2=2\nabla(\bar{E}\bar{E})=2(\bar{E}\nabla)\bar{E}\text{ cu }\nabla\times\bar{E}=0 \tag{6}$$

forţa $\bar{f}_{v\,ef}$ devine :

$$\bar{f}_{v\,ef}=\bar{E}(\nabla\bar{D})+(\bar{D}\nabla)\bar{E}-1/2\nabla(\bar{E}\bar{D}+\bar{E}\bar{P}) \tag{7}$$

*) Săgeata de deasupra indică faptul că acea mărime se derivează la calculul gradientului.

şi din (5) rezultă :

$$\bar{\bar{T}}_e = \begin{matrix} E_xD_x - 1/2\,(ED+EP) & E_xD_y & E_xD_z \\ E_yD_x & E_yD_y - 1/2\,(ED+EP) & E_yD_z \\ E_zD & E_zD_y & E_zD_z - 1/2\,(ED+EP) \end{matrix} \tag{8}$$

Valoarea vectorială $\bar{T}_{en}$ se determină după metoda cunoscută [3] :

$$\bar{T}_{en} = \bar{E}\,(\bar{D}\bar{n}) - 1/2\,(\bar{E}\bar{P})\,\bar{n} \tag{9}$$

Ea diferă deci de cea a tensiunii maxwelliene prin termenul său ultim. Vectorul $\bar{T}_{en}$ este situat în planul format de $\bar{E}$ şi $\bar{n}$.

3. **Calculul densităţii superficiale efective a forţei electrice.** În fig. 1 s-a considerat suprafaţa închisă $\sum$ sub forma unui paralelipiped foarte aplatisat (de înălţime $\Delta h \to 0$), ce intersectează din suprafaţa de discontinuitate porţiunea de arie elementară ΔA, suficient de mică pentru a putea fi considerată plană şi pentru ca mărimile de stare să aibă în toate punctele infinit vecine ei aceleaşi valori.

Forţa efectivă rezultantă ce se exercită asupra volumului mărginit de $\sum$ (deci asupra elementului de arie $\triangle A$) se scrie cu (4) :

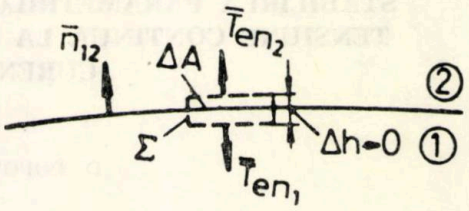


Fig. 1. Explicativă la calculul forţei superficiale.

$$\bar{f}_{s\,ef} \cdot \triangle A = \oint_{\Sigma} \bar{T}_{en}\,dA = (\bar{T}_{cn_2} + \bar{T}_{en1})\,\triangle A$$

unde s-a neglijat integrala extinsă la porţiunea laterală a suprafeţei $\sum$. Folosind pentru vectorii tensiune expresiile corespunzătoare date de (9), se obţine deci :

$$\bar{f}_{s\,ef} = \bar{E}_2\,(\bar{D}_2\bar{n}_{12}) - 1/2\;\;(\bar{E}_2\bar{D}_2)\,\bar{n}_{12} - 1/2\,(\bar{E}_2\bar{P}_2)\,\bar{n}_{12} - \bar{E}_1\,(\bar{D}_1\bar{n}_{12}) + 1/2\,(\bar{E}_1\bar{D}_1)\,\bar{n}_{12} + 1/2\,(\bar{E}_1\bar{P}_1)\,\bar{n}_{12}$$

adică, folosind conceptul *gradient superficial*,

$$\bar{f}_{s\,ef} = -1/2\nabla_s\,(\bar{E}\bar{D}) + \bar{E}_2\,(\bar{D}_2\bar{n}_{12}) - \bar{E}_1\,(\bar{D}_1\bar{n}_{12}) - 1/2\nabla_s\,(\bar{E}\bar{P}) \tag{10}$$

Expresia (10) este cea căutată. Ea se reduce la (3) în cazul suprafeţelor neîncărcate electric (deci pentru $D_{1n} = D_{2n} = D_n$). În adevăr, atunci

$$\nabla_s\,(\bar{E}\bar{D}) = \nabla_s\varepsilon\,(D_n^2/\varepsilon^2 + E_t^2) = D_n^2\nabla_s\,1/\varepsilon + E_t^2\nabla_s\varepsilon$$

iar

$$\bar{E}_2\,(\bar{D}_2\bar{n}_{12}) - \bar{E}_1\,(\bar{D}_1\bar{n}_{12}) = D_n\,(\bar{E}_2 - \bar{E}_1) = D_n\,(E_{2n} - E_{1n})\,\bar{n}_{12} = D_n^2\nabla_s 1/\varepsilon$$

expresii cu care (10) conduce la (3).

4. **Concluzii.** Expresia (10) a densităţiii de suprafaţă a forţei efective reprezintă o generalizare pentru cazul corpurilor încărcate electric ; împreună cu expresia (1), respectiv (2) a densităţii de volum, ea permite determinarea forţelor locale efectiv exercitate de cîmpul electromagnetic macroscopic asupra mediilor corporale.

Cunoaşterea acestora prezintă interes practic, deoarece prin integrare pe volumul corpului ele conduc la forţa globală exercitată de cîmp, mărime ce se obţine şi ca rezultantă a forţelor locale echivalente, cunoscute din literatură.

BIBLIOGRAFIE

1. T i m o t i n A l., Proprietăţile dinamice ale cîmpului electromagnetic macroscopic în medii oarecare, teză de doctorat, Inst, polit. Bucureşti, 1957.
2. D a b a D., Contribuţii privind forţele exercitate de cîmpul electromagnetic macroscopic asupra mediilor corporale, cu aplicaţii la fluide, teză de doctorat, Inst. polit. Timişoara, 1971.
3. T a m m., I., *Bazele teoriei electricităţii*, Ed. tehnică, Bucureşti, 1957.

DER AUSDRUCK DER FLÄCHENDICHTE DER KRAFT, DURCH EIN STATIONÄRES ELEKTRISCHES FELD EFFEKTIV IN EINER FREIEN FLÄCHE MIT ELEKTRISCHEN OBERFLÄCHENLADUNGEN HERVORGERUFEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Ausdruck der Flächendichte, der sich in einer mit freien elektrischen Ladungen besetzten Fläche auswirkt, wurde in dieser Arbeit in verallgemeinerter Form abgeleitet. Er umfasst die gesamten in der Fachliteratur enthaltenen Sonderfälle. Es besteht somit die Möglichkeit die eigentliche Kraftauswirkung in der Flächeneinheit sowie die Gesamtwirkung das von dem elektrischen Feld bedingten Effekt zu berechnen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

STABILIREA PARAMETRILOR COMENZII VARIATORULUI DE TENSIUNE CONTINUĂ LA ALIMENTAREA UNEI MAŞINI DE CURENT CONTINUU

DE

D. POPOVICI, P. SCĂREANU

1. **Introducere.** Variatorul de tensiune continuă poate realiza reglarea curentului într-un circuit pasiv [1], caz în care frecvenţa de lucru şi durata de conducţie a tiristorului principal (parametrii comenzii) se modifică pentru valorile impuse ale curentului de sarcină. În lucrare se determină relaţia între parametrii comenzii şi valoarea impusă curentului de sarcină, şi totodată se arată şi legătura între turaţia maşinii şi valoarea impusă a curentului prin intermediului caracteristicii cuplului static rezistent.

2. **Deducerea relaţiei între parametrii comenzii şi valoarea impusă a curentului.** La tratarea fenomenelor se consideră schemele echivalente ale variatorului de tensiune pentru două intervale de timp :

— intervalul I corespunzător condiţiei tiristorului principal (fig. 2, *a*) ;

— intervalul II corespunzător blocării tiristorului principal şi conducţia diodei de descărcare (fig. 1, *b*).

Considerînd ventilele cu proprietăţi ideale, adică inerţie şi pierderi nule, se pot scrie relaţiile ce descriu variaţia curentului prin circuit în cele două intervale de timp :

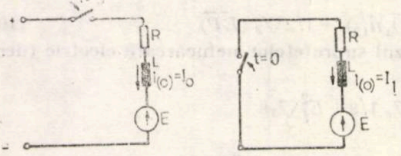


Fig. 1. Schemele echivalente ale variatorului de tensiune continuă.

$$i=\frac{U-E}{R}\left(1-e^{-\frac{R}{L}t}\right)+I_0e^{-\frac{R}{L}t} \quad \text{în intervalul I} \tag{1}$$

$$i=I_1e^{-\frac{R}{L}t}-\frac{E}{R}\left(1-e^{-\frac{R}{L}t}\right) \quad \text{în intervalul II} \tag{2}$$

Notînd $\frac{U}{R}=I_c$ $T_c=\frac{L}{R}$, T perioada de lucru a variatorului de tensiune continuă şi $a=\frac{T_1}{T}$ durata relativă de conducţie a tiristorului principal, se obţin valorile maximă şi minimă a curentului prin maşină sub forma :

$$I_{max}=\frac{\frac{U}{R}\left(1-e^{-a\frac{T}{T_c}}\right)}{1-e^{-\frac{T}{T_c}}}-\frac{E}{R} \tag{3}$$

$$I_{min}=\frac{\frac{U}{R}\left(1-e^{-aT/T_c}\right)e^{-(1-a)T/T_c}}{1-e^{-T/T_c}}-\frac{E}{R}. \tag{4}$$

Cu relaţia de legătură

$$I_t=\frac{I_{max}+I_{min}}{2}. \tag{5}$$

Pentru o valoare impusă a curentului I_i este de dorit ca valoarea sa maximă şi minimă să fie cît mai apropiate, deci variaţia relativă a curentului definită în (6) să fie respectată la o valoare impusă :

$$\frac{I_{max}-I_{min}}{I_c} = \frac{(1-e^{-aT/T_c})\ (1-e^{-(1-a)\,T/T_c}}{1-e^{-T/T_c}}. \tag{6}$$

Cu un calculator numeric s-au obţinut curbele care reprezintă variaţia relativă a curentului prin maşină avînd ca parametrii raportul T/T_c pentru diferite durate relative de conducţie (fig. 2). Se

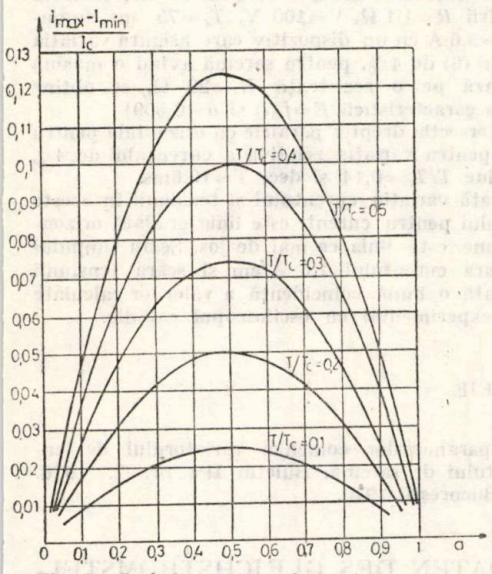


Fig. 2. Curbele pentru determinarea parametrilor comenzii.

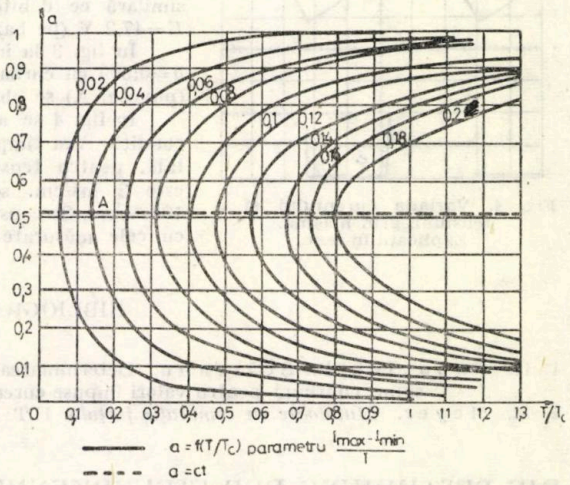


Fig. 3. Variaţia curentului şi a tensiunii prin maşină. Explicaţii în text.

constată simetria curbelor şi maximul variaţiei relative a curentului pentru $a=0{,}5$; deci frecvenţa de lucru şi durata de conducţie relativă nu este univoc determinată impunînd o valoare pentru variaţia relativă a curentului. De asemenea se remarcă, examinînd relaţia (6), că variaţia relativă a curentului prin maşină nu depinde de tensiunea electromotoare E şi deci nu depinde de turaţia maşinii.

Pentru a preciza valoarea frecvenţei şi durata relativă de conducţie este necesar să se examineze relaţia (7) care exprimă valoarea curentului impus funcţie de aceşti parametri :

$$I_i = \frac{\frac{U}{R}\ (1-e^{-aT/T_c})\ (1-e^{-(1-a)\,T/T_c})}{2\,(1-e^{-T/T_c})} - \frac{E}{R} \tag{7}$$

Se constată pe baza celor arătate în [1] că pentru $T/T_c<2$ expresia (7) este echivalentă cu :

$$I_i = a\,\frac{U}{R} - \frac{E}{R}. \tag{8}$$

În continuare se va folosi relaţia (8) întrucît condiţia $T/T_c<2$ este satisfăcută în general. Pentru o valoare impusă a curentului se obţine valoarea duratei relative de conducţie sub forma :

$$a = \frac{I_i + \frac{E}{R}}{I_c}. \tag{9}$$

Această valoare este determinată atît de valoareai mpusă a curentului cît şi de tensiunea electromotoare a maşinii, deci de turaţia la care caracteristica mecanică a maşinii se intersectează cu caracteristica cuplului static rezistent într-un punct stabil de funcţionare.

Se poate trage astfel concluzia că variaţia duratei relative de funcţionare depinde de curentul impus şi de forma caracteristicii cuplului rezistent în funcţie de viteză.

Pentru o valoare impusă curentului, dacă se cunoaşte caracteristica cuplului rezistent funcţie de curent, se poate determina dreapta paralelă cu abscisa (fig. 3) care, intersectată cu curba valorii impuse pentru variaţia relativă a curentului, stabileşte parametrii comenzii variatorului de tensiune continuă. La determinarea lui a se poate folosi în loc de caracteristica cuplului rezistent, direct caracteristica $E=f(i)$ determinată experimental sau dedusă analitic pentru maşina de lucru respectivă. În exemplul de calcul se arată modul de obţinere a parametrilor comenzii pe baza caracteristicii $E=f(i)$ determinate experimental.

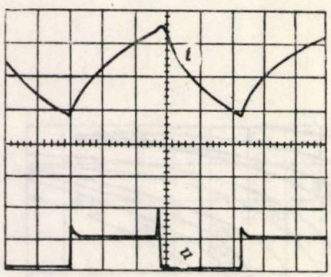


Fig. 4. Variaţia curentului şi a tensiunii prin maşină. Explicaţii în text.

3. **Exemplu de calcul.** Pentru o maşină de c.c. excitată separat cu parametrii $R=1{,}1\ \Omega$, $V=100$ V, $T_c=75$ ms, impunînd un curent $I_i=3{,}6$ A cu un dispozitiv care asigură variaţia relativă a curentului (6) de 4%, pentru sarcină avînd o maşină similară ce debitează pe o rezistenţă $R_s=20\ \Omega$, se obţine $E=47{,}2$ V (pe baza caracteristicii $E=f(i)$ şi $a=0{,}509$)

În fig. 3 la intersecţia dreptei paralele cu orizontala pentru $a=0{,}509$ cu curba pentru variaţia relativă a curentului de 4% (punctul A) se obţine $T/T_c=0{,}14$ şi deci $T=10{,}6$ms.

În fig. 4 se arată variaţia curentului şi tensiunii în aceste condiţii. Axa timpului pentru curent este linia gradată orizontală, pentru tensiune este linia ce mai de jos. Scara timpului este 2 ms/cm, scara curentului 1,6 A/cm şi scara tensiunii 100 V/cm. Se constată o bună coincidenţă a valorilor calculate cu cele măsurate experimental cu osciloscopul catodic.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Popovici, P. Scăreanu, Determinarea parametrilor comenzii variatorului de tensiune continuă pentru valori impuse curentului de sarcină, Buletin IPT nr. 2. 1976.
2. M. Meyer, *Mutatoare cu comutaţie forţată.* E.T. Bucureşti, 1970.

DIE BESTIMMUNG DER STEUERKENNDATEN DES GLEICHSTROMSTELLERS BEI SPEISUNG EINER GLEICHSTROMMASCHINE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird eine Methode zur Bestimmung der Arbeitsfrequenz und der Einschaltdauer für eine Gleichstromsteller, bei bestimmte Werte des Stromes im Ankerstromkreis einer Gleichstrommaschine, vorgezeigt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

UNELE PRECIZĂRI PRIVIND DETERMINAREA REZISTIVITĂŢII ÎN PREZENŢA INDUCŢIEI MAGNETICE

DE

I. VETREŞ

Cunoaşterea rezistivităţii electrice a materialelor semiconductoare în prezenţa inducţiei magnetice prezintă un interes special în legătură cu manifestarea efectelor galvanomagnetice [1]. O metodă pentru determinarea experimentală a rezistivităţii în absenţa inducţiei magnetice, frecvent menţionată în literatura de specialitate datorită avantajelor sale din punct de vedere experimental, a fost elaborată de Van der Pauw [2]. Dacă se consideră o placă de formă oarecare şi grosime constantă, d, cu patru contacte punctiforme dispuse pe periferie (fig. 1), rezistivitatea materialului omogen şi izotrop din care este confecţionată placa se poate determina cu relaţia

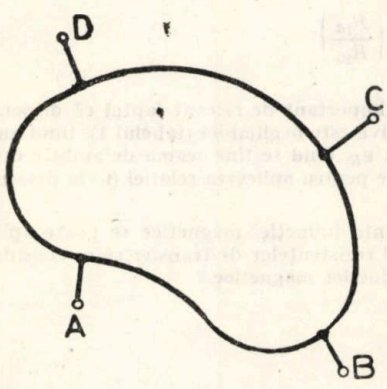


Fig. 1.

$$\rho = \frac{\pi d}{\ln 2} \cdot \frac{R_{AB,\,CD} + R_{BC,\,DA}}{2} \cdot f\left(\frac{R_{AB,\,CD}}{R_{BC,\,DA}}\right) \tag{1}$$

în care $R_{AB,\,CD} = (V_D - V_C)/I_{AB}$ şi $R_{BC,\,DA} = (V_A - V_D)/I_{BC}$ reprezintă rezistenţe de transfer, alimentînd succesiv placa pe la două contacte alăturate, iar factorul f este funcţie de raportul celor două rezistenţe de transfer.

Unele aspecte caracteristice ale aplicării acestei metode în prezenţa inducţiei magnetice au fost menţionate în lucrarea [3]. Prin permutarea contactelor se pot defini patru rezistenţe de transfer $R_1 = R_{AB,\,CD}$; $R_2 = R_{BC,\,DA}$; $R_3 = R_{CD,\,AB}$ şi $R_4 = R_{DA,\,BC}$, cu ajutorul cărora se pot determina pe baza relaţiei (1) patru rezistivităţi. La aceeaşi valoare a inducţiei magnetice rezultă valori diferite pentru cele patru rezistivităţi, $\rho_1(B) \neq \rho_2(B) \neq \rho_3(B) \neq \rho_4(B)$ şi de asemenea la cele două sensuri ale inducţiei magnetice pentru aceleaşi perechi de electrozi rezultă rezistivităţi diferite, $\rho_1(+B) \neq \rho_1(-B)$, etc. Aceasta se datoreşte faptului că rezistenţele de transfer au două componente, dintre care una independentă de sensul lui B, R_a, iar cealaltă îşi schimbă semnul cu sensul lui B, R_b, [4].

Pe baza relaţiilor [3], [4]

$$R_1(+B) = R_{1a} + R_{1b} = R_3(-B) \tag{2}$$

$$R_1(-B) = R_{1a} - R_{1b} = R_3(+B)$$

şi analog

$$R_2(+B) = R_{2a} + R_{2b} = R_4(-B) \tag{3}$$

$$R_2(-B) = R_{2a} - R_2b = R_4(+B)$$

rezultă că valorile medii ale celor patru rezistivităţi corespunzătoare celor două sensuri ale inducţiei magnetice sînt egale

$$\rho_{med}(+B) = \rho_{med}(-B) = \frac{\pi d}{\ln 2}\left[\frac{R_{1a} + R_{2a}}{2} \cdot \frac{f_1 + f_2 + f_3 + f_4}{4} + R_{1b}\frac{f_1 + f_4 - f_2 - f_3}{8} + R_{2b}\frac{f_1 + f_2 - f_3 - f_4}{8}\right]. \tag{4}$$

Nu trebuie însă pierdut din vedere faptul că dispersia celor patru valori ale rezistivității, ε_ρ, este relativ mare.

Astfel la o probă la care s-au făcut determinări experimentale s-a obținut o dispersie de 27,6% la $1{,}8\,\frac{\text{Wb}}{\text{m}^2}$ (Tabelul 1). Pe de altă parte în relația (4) intervin și componentele R_b ce corespund modificării spectrului cîmpului în prezența lui B, modificare ce depinde și de geometria sistemului fizic și astfel se poate pune problema în ce măsură $\rho_{med}(B)$ reprezintă parametrul fizic de luat în considerare.

Tabelul 1

$B\left[\frac{\text{Wb}}{\text{m}^2}\right]$	ε_ρ	ε_R	ε_{Ra}
0,6	24,3%	32,4%	0,6%
1,0	24,9%	28,5%	0,5%
1,4	26,6%	30,3%	1,5%
1,8	27,6%	34,7%	1,4%

Se pune acum problema ce se obține dacă în rezistențele de transfer se consideră numai componentele R_a, ce depind numai de valoarea lui B. În acest caz este ușor de arătat că raportul a două rezistențe de transfer este același în prezența și absența inducției magnetice.

$$\frac{R_{1a}(B)}{R_{2a}(B)} = \frac{K_\rho \cdot R_1(0)}{K_\rho \cdot R_2(0)} = \frac{R_1(0)}{R_2(0)} \tag{5}$$

în care $K_\rho = \rho(B)/\rho(0)$. Rezultă că în acest caz factorii f_i, ce depind de raportul a două rezistențe de transfer corespunzătoare diferitelor perechi de electrozi, vor avea aceeași valoare în prezența și în absența inducției mganetice. Ca urmare în relația (4) ultimii doi termeni sînt nuli, iar rezistivitatea în prezența lui B se poate determina cu relația:

$$\rho(B) = \frac{\pi d}{\ln 2} \cdot \frac{R_{1a}+R_{2a}}{2} \cdot f\left(\frac{R_{1a}}{R_{2a}}\right) \tag{6}$$

care este similară relației (1). În legătură cu relația (6) este important de relevat faptul că dispersia rezistențelor de transfer, ε_{Ra}, care intervin în relația respectivă este neglijabilă (tabelul 1), fiind mult mai mică față de dispersia valorilor rezistențelor de transfer, ε_R, cînd se ține seama de ambele componente (tabelul 1). Acest rezultat poate constitui o justificare pentru aplicarea relației (6) la determinarea rezistivității în prezența lui B.

În concluzie pentru determinarea rezistivității în prezența inducției magnetice se poate aplica avantajos metoda lui Van der Pauw cu precizarea că în locul rezistențelor de transfer să se considere numai componentele acestora care nu depind de sensul inducției magnetice.

BIBLIOGRAFIE

1. Șora, C., *Introducere în studiul generatorului Hall*, București, Editura Academiei, 1969.
2. Van der Pauw, L. J., A method of measuring specific resistivity and Hall effect of discs of arbitrary shape, Philips Research Reports, 1958, *13*, 1, 1.
3. Șora, C., Vetres, I., Unele considerații privind determinarea rezistivității și coeficientului Hall la materiale semiconductoare prin metoda Van der Pauw, Bul. IPT. seria Electrotehnică, 1974, *19 (33)*, fasc. 2, 131.
4. Șora, C., Über die Antireziprozitätsbedingung bei Hallplättchen beliebiger Geometrie, Rev. Roum. Sci. Tech-Electrotechnique et Energétique, 1971, *16*, 4, 679.

EINIGE BEMERKUNGEN ZUR BESTIMMUNG DES SPEZIFISCHEN WIDERSTANDES IN STROMDURCHFLOSSENEN PLÄTTCHEN IN ANWESENHEIT DER MAGNETISCHEN INDUCTION.

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird eine experimentalle Methode zur Messung des spezifischen Widerstandes in Halblleiterplättchen beliebiger Geometrie vorgeschlagen. Zur Lösung die Methode van der Pauw vorgeschlagen, wobei anstatt der Ubertragungswiderstände nur Teilwiderstände, die nicht von der Richtung der Induktion B abhängen, in Rechnung gezogen werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

OBSERVAŢII PRIVIND MĂRIMILE DE STARE ŞI ORDINUL ECUAŢIEI CARACTERISTICE ÎN CIRCUITE ELECTRICE

DE

D. FRĂNKEL

În lucrare se arată că numărul mărimilor de stare (egal cu ordinul de multiplicitate) şi ordinul ecuaţiei caracteristice (egal cu ordinul ecuaţiilor diferenţiale ale curenţilor şi tensiunilor) ale circuite lor electrice sînt egale între ele, se determină acest număr S şi se precizează care anume mărimi dinamice pot fi mărimi de stare. În acest fel probleme tratate deseori distinct şi uneori contradictoriu se prezintă în mod unitar.

Constituie mărimi de stare acele mărimi dinamice din circuitul electric care sînt legate între ele exclusiv prin ecuaţii diferenţiale standard de forma :

$$\frac{dx_k}{dt} = \sum_{\nu=1}^{s} a_{k\nu}x_\nu + f_k(t) \tag{1}$$

şi în funcţie de care toate celelalte mărimi variabile se exprimă prin ecuaţii algebrice de forma :

$$y_\mu = \sum_{\nu=1}^{s} b_{\mu\nu}x_\nu + \varphi_\mu(t) \tag{2}$$

Pentru a determina evoluţia în timp a mărimilor x_k şi y_u este necesar şi cuficient să se cunoască valorile mărimilor de stare în momentul considerat iniţial, în care au avut loc comutări în circuit. Deoarece între mărimile de stare nu există relaţii algebrice de forma (2), aceste valori (sau condiţii) iniţiale sînt independente între ele. Ordinul de complexitate a unui circuit, fiind definit [1] ca numărul condiţiilor iniţiale independente între ele, este evident egal cu numărul mărimilor de stare.

Ecuaţia caracteristică a sistemului (1) este

$$\begin{vmatrix} p-a_{11} & a_{12} \dots a_{1s} \\ a_{21} & p-a_{22} \dots a_{2s} \\ \dots\dots\dots\dots\dots\dots \\ a_{s1} & a_{s2} \dots p-a_{ss} \end{vmatrix} = 0, \tag{3}$$

deci are evident ordinul S. Rezultă că ecuaţia diferenţială pentru oricare variabilă x_k sau y_u este de asemenea de ordinul S, iar soluţia generală a ecuaţiei conţine S constante. În funcţie de felul comutărilor, de valorile parametrilor, *a t.e.m.* şi *a* curenţilor surselor, unele din aceste constante pot fi nule în expresiile unora din mărimile x_k sau y_u, dar acest fapt nu afectează ordinul ecuaţiei caracteristice şi nu poate fi stabilit prin considerente topologice cum se încearcă în [2].

Ordinul de multiplicitate al unui circuit conex se stabileşte pornind de la teoremele condiţiilor iniţiale, care în cazul general exprimă continuitatea fluxului total al bobinelor dintr-o buclă, Φ_{kk}, şi a sarcinilor condensatoarelor intersectate de o suprafaţă închisă (secţiune) q_{kk}. Fiecare buclă conţinînd bobine şi fiecare secţiune conţinînd condensatoare conduce la cîte o condiţie iniţială. Rezultă că numărul condiţiilor independente (ordinul de multiplicitate) este egal cu numărul unor astfel de bucle şi secţiuni independente între ele. Pentru a determina aceste numere se alege arborele astfel încît să conţină numărul maxim posibil de condensatoare, numărul minim de bobine şi toate sursele de t.e.m. Un astfel de arbore se numeşte arbore normal. Coarborele normal conţine deci toate sursele de curent, numărul maxim posibil de bobine şi numărul minim de condensatoare.

Dacă există o buclă constituită exclusiv din condensatoare şi surse de tensiune (buclă *C*), un condensator este obligator coardă (se spune că este un element în exces). Dacă după eliminarea aces-

tei coarde mai există altă buclă C, un alt condensator este coardă. Se procedează în continuare la fel pînă cînd nu mai rămîne buclă C. Aşa dar numărul minim de coarde C este egal cu numărul n_c al buclelor C independente între ele, iar numărul maxim al ramurilor C este $N_c - n_c$, unde N_c este numărul total al condensatoarelor.

Analog, dacă există o secţiune care intersectează exclusiv bobine şi surse de curent, (secţiune L) una din laturile L trebuie să fie ramură (se spune că este un element în exces), deoarece altfel suprafaţa secţiunii separă circuitul în două părţi disjuncte şi nu poate exista arbore, care este un subgraf conex. Dacă după eliminarea tuturor laturilor incidente secţiunii L considerate, mai există altă secţiune L, una din laturile acesteia trebuie să fie ramură. Se procedează în continuare la fel pînă cînd nu mai rămîne secţiune L. Aşa dar numărul minim de ramuri L este egal cu numărul n_L al secţiunilor L independente între ele, iar numărul maxim al corzilor L este $N_L - n_L$, unde N_L este numărul total al bobinelor.

Or, alegînd buclele fundamentale astfel încît fiecare să conţină cîte o singură coardă, există $N_L - n_L$ bucle independente conţinînd bobine, deci tot atîtea condiţii iniţiale independente referitoare la continuitatea fluxurilor Φ_{kk}. Analog, alegînd secţiunile independente astfel încît fiecare să conţină o singură ramură, există $N_c - n_c$ secţiuni independente conţinînd condensatoare, deci tot atîtea condiţii iniţiale independente referitoare la continuitatea sarcinilor q_{kk}.

De menţionat că în buclele conţinînd exclusiv condensatoare şi surse de curent există cîte o relaţie între derivatele $\frac{d\Phi_{kk}}{dt}$ şi $\frac{dq_{kk}}{dt}$, dar nu între fluxuri, nu între sarcini. Urmează că existenţa unor astfel de bucle respectiv secţiuni nu reduce ordinul de complexitate a circuitului [1].

Aşadar numărul total al condiţiilor iniţiale independente, adică ordinul de multiplicitate, egal cu numărul mărimilor de stare şi cu ordinul ecuaţiei caracteristice este:

$$S = N_L + N_c - n_L - n_c. \tag{4}$$

Se pot alege drept mărimi de stare chiar Φ_{kk} şi q_{kk} ale căror condiţii iniţiale se cunosc [3]. Trebuie însă arătat că se poate stabili un sistem de forma (1) în care mărimile de stare x_k să fie Φ_{kk} şi q_{kk}. O demonstraţie directă şi o metodă de a ajunge la acest sistem de ecuaţii se va da într-o altă lucrare. Aici se admite cunoscut faptul că pot fi mărimi de stare tensiunile la bornele condensatoarelor u_c, respectiv intensităţile curenţilor din bobine i_L. dacă nu sînt legate între ele prin ecuaţii algebrice de forma (2). Or, astfel de relaţii se pot stabili între tensiunile u_e numai în buclele C, iar între curenţii i_L numai în secţiune L. Aşadar numărul tensiunilor u_c şi al curenţilor i_L, mărimi de stare este $S = N_L + N_c - n_L - n_c$. Deoarece fluxurile Φ_{kk} respectiv sarcinile q_{kk} pot fi exprimate exclusiv în funcţie de curenţii i_L respectiv tensiunile u_c, mărimi de stare, evident se poate ajunge de la un sistem (1) în care x_k sînt respectiv u_c şi i_L la altul în care x_k sînt respectiv Φ_{kk} şi q_{kk}.

BIBLIOGRAFIE

1. Balabanian N., Richard T.: *Teoria modernă a circuitelor*, Bucureşti, Editura Tehnică, 1974, pp. 232–295.
2. Kaplianski A. W., Ginsburg S. G.: *Electricestvo*, Moscova, URSS, 1962, pp. 57–59.
3. Manea F.: *Electrotehnica Electronica Automatica*, RSR 1975 T 23 pp. 324–329

OBSERVATIONS CONCERNANT LES VARIABLES D'ETAT ET L'ORDRE DE L'EQUATION CARACTERISTIQUE DANS LES CIRCUITS ELECTRIQUES.

RÉSUMÉ

On montre que dans un circuit électrique le nombre des variables d'état, le nombre des conditions initialles indépendants, l'ordre d'équation caractéristique et l'ordre de l'équation différentielle s'éxpriment par le meme nombre lequel est établi.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

FIŞĂ TEHNOLOGICĂ PENTRU PRODUSE ELECTROTEHNICE ŞI ELECTRONICE

DE

ST. BARTZER ŞI M. VLĂDUŢIU

1. Conţinutul informaţiilor pe care trebuie să le transmită fişele tehnologice diferă în funcţie de natura produsului şi a producţiei (care determină gradul de detaliere a documentaţiei tehnologice). Diferenţe mari există între cazul produselor electrotehnice şi electronice şi cazul produselor cu o pondere mare a operaţiilor de prelucrări mecanice şi de sudare.

În activitatea lor de proiectare tehnologică în cadrul Atelierelor Şcoală şi de prototipuri ale Institutului politehnic „Traian Vuia" din Timişoara, autorii au constatat că formularele tip folosite în prezent ca fişe tehnologice în industria electrotehnică şi electronică corespund numai pentru o tehnologie de natură mecanică şi reclamă un consum mare de formulare, deci de hîrtie, ceea ce atrage după sine şi dezavantajul unei urmăriri greoaie a tehnologiei de aplicat.

2. Pentru a asigura redarea completă prin fişe tehnologice, într-o formă concentrată şi uşor de urmărit, a datelor privind tehnologia de realizare şi încercare a produselor electrotehnice şi electronice, autorii au conceput un formular tip reprezentat în fig. 1 şi caracterizat prin următoarele :

— este posibilă înscrierea tuturor informaţiilor necesare în general (v. STAS 6269-60), inclusiv a celor privind tehnologiile specifice produselor electrotehnice şi electronice ;

— datele privind obiectul şi subiectul procesului tehnologic tratat se înscriu în aceleaşi coloane, dar cu începuturile de rînd decalate de la stînga la dreapta în funcţie de o anumită subordonare stabilită din punct de vedere ierarhic, tehnologic şi cronologic, ceea ce asigură o privire de ansamblu uşoară şi o utilizare aproape completă a spaţiului la dispoziţie, deci un număr de formulare necesare şi un consum de hîrtie mai reduse decît în cazul formularelor tip cunoscute ;

— cuprinde într-o anumită măsură conţinutul specific altor documente tehnologice (v. STAS 6269-60) ;

— este posibilă folosirea unor „subprograme tehnologice" pentru acele părţi ale tehnologiei care se repetă sau care sînt comune mai multor produse.

În legătură cu modul de înscriere a datelor la întocmirea fişei tehnologice propuse se mai precizează :

— În căsuţele „Întocmit" şi „Verificat" se înscriu în ordine : data, numele şi semnătura persoanelor care au întocmit, respetiv verificat fişa tehnologică.

— În casuţa „Produsul :" se înscrie denumirea produsului cf. documentaţiei tehnice a cărui număr de înregistrare se înscrie în căsuţa „Nr. reg. proiect :", asigurînd astfel corespondenţa între documentaţia tehnologică şi cea tehnică.

— În căsuţa „Pag. : .../..." se înscrie raportul dintre numărul curent al filei (paginii) şi numărul total de file (pagini) din care se compune fişa tehnologică.

— Începînd cu prima coloană se înscriu denumirile ansamblurilor, subansamblurilor şi reperelor produsului. Denumirea ansamblului (subansamblului) se înscrie o singură dată deasupra primului subansamblu (reper) component. Denumirile celorlalte subansambluri (repere) se înscriu după prezentarea tehnologiei de realizare şi încercare a subansamblului (reperului) precedent tratat. Reperele care intră nemijlocit în componenţa produsului (ansamblului) se tratează separat, de preferinţă la început. Pentru o claritate mai bună se recomandă ca între datele înscrise privind tehnologia ansamblurilor, subansamblurilor şi reperelor care intră nemijlocit în componenţa produsului (ansamblurilor) să se lase liber cel puţin cîte un rînd. Subordonarea arătată mai sus este în funcţie de gradul de detaliere a tehnologiei.

— Fişa tehnologică se întocmeşte pentru unitatea de produs, dar se poate extinde uşor pentru un lot de produse.

— Începînd cu cea de a doua coloană se înscriu denumirile operaţiilor necesare realizării şi încercării reperului, subansamblului sau ansamblului înscris începînd cu prima coloană.

— Începînd cu coloana a treia se înscriu date privind aparatele (maşinile), piesele sau materialele necesare în cadrul operaţiei sau fazei tehnologice înscrise începînd cu coloana a doua, respectiv a patra.

Intreprinderea				FIŞA TEHNOLOGICĂ – Seria E			Pag.: /
Serviciul (Secţia)				Produsul:			Nr. reg. proiect:
Intocmit							
Verificat							
Denumirea ansamblului, subansamblului şi/sau reperului					Buc./prod.		Desen Nr.:
N.O.	Denumirea operaţiei						Cf. desen Nr.
	—	Aparate, piese sau materiale necesare					
		Denumire, tip, caracteristică, dimensiuni etc.			Poz. Simbol	UM	Cantit.
	N.F.	Desfăşurarea operaţiei			Atelier		Ore-om
	—	Documente tehnologice şi utilaj (Maşină şi S.D.V.-uri)					Document Nr.
Observaţii:							

A4 (210 × 297)

Fig. 1. Formular tip pentru fişe tehnologce – seria Electratehnică şi electronică.

— În coloana „Poz. Simbol" se înscrie numărul poziţiei sau simbolul de marcare, cf. documentaţiei tehnice, a piesei, respectiv a aparatului (maşinii) înscrise în acelaşi rînd.

— Începînd cu coloana a patra se înscriu fazele tehnologice din cadrul operaţiei tehnologice înscrise începînd cu coloana a doua, atelierul sau locul de muncă în care se desfăşoară şi norma de timp prevăzută pentru unitatea de produs.

— Operaţiile şi fazele tehnologice se înscriu în ordinea de succesiune a lor. Fiecare operaţie şi fază tehnologică primeşte cîte un număr de ordine înscris în coloana „N.O.", respectiv „N.F." sub forma xyz, unde xy=01, ...99, iar z=0 în mod normal şi z=1, ...9 în cazul operaţiilor (fazelor) omise sau prevăzute ulterior. Prin z se evită refacerea fişelor în cazul operaţiilor (fazelor) omise sau prevăzute ulterior, deoarece acestea pot fi înscrise la sfîrşit. Trimiterea la operaţiile (fazele) omise sau prevăzute ulterior se face prin intermediul căsuţei „Observaţii" şi o marcă înscrisă la exponentul numărului de ordine al operaţiei (fazei) următoare. În mod asemănător, printr-o marcă înscrisă la exponentul numărului de ordine al operaţiei (fazei) omise sau prevăzute ulterior se indică, la nevoie, pagina unde trebuie efectuată intercalarea. Pentru fiecare reper numerotarea operaţiilor începe cu 010. La fel, pentru fiecare operaţie numerotarea fazelor începe cu 010.

— Operaţiile de ansamblare şi de încercare a ansamblurilor de orice ordin se înscriu după prezentarea tehnologiei reperelor care le compun şi se numerotează sub forma v-xyz, unde v=1, ... n reprezintă ordinul ansamblului la care se referă operaţia.

— Începînd cu coloana a cincea se înscriu în ordine date privind alte documente tehnologice (planuri de operaţii, planuri de croire, documente din documentaţia echipamentului tehnologic, subprograme tehnologice, foi pentru calculul timpului, desene de semifabricate, fişe de consum specific de S.D.V-uri etc.), maşinile-unelte şi S.D.V.-urile necesare realizării operaţiilor şi fazelor tehnologice descrise anterior.

— Fiecare aparat, piesă sau material şi fiecare document tehnologic, maşină-unealtă sau S.D.V. nou înscris se marchează printr-o liniuţă de capăt în coloana „— " respectivă.

3. Prin fig. 2 se exemplifică modul de întocmire a fişei tehnologice propuse în lucrare.

TECHNOLOGISCHER LAUFZETTEL FÜR ELEKTROTECHNISCHE UND ELEKTRONISCHE ERZEUGNISSE

ZUSAMMENFASSUNG

Die Arbeit bringt einen neuen technologischen Laufzetteltyp für die komplette, konzentrierte und einfach zu verfolgende Wiedergabe der Technologie für die Herstellung und Prüfung elektrischer und elektronischer Erzeugnisse. Das Formular ermöglicht die Benutzung von „technologischen Unterprogramme" für diejenigen Teile der Technologie welche sich Wiederholen, oder mehreren Erzeugnissen gemein sind.

I.P. „Traian Vuia" Timișoara - A.S.P.			FIȘA TEHNOLOGICĂ - Seria E		Pag.: 3/30
Serviciul Tehnologic			Produsul: SURSĂ DE TENSIUNE STABILIZATĂ		Nr. reg proiect: E-28/1975
Intocmit	14.10.75	Ing. Vlăduțiu			
Verificat	21.10.75	Ing. Bartzer			

Denumirea ansamblului, subansamblului și/sau reperului	Buc. / prod.	Desen Nr.

N.O.	Denumirea operației	Cf. desen Nr.

				Aparate, piese sau materiale necesare.			
				Denumire, tip, caracteristici, dimensiuni etc.	Poz. Simbol	UM	Cantit.
		N.F.		Desfășurarea operației	Atelier	Ore-om	
			—	Documente tehnologice și utilajul (Mașină și S.D.V.-uri)		Document Nr.	
TRANSFORMATOR				REȚEA 20 VA, 220/9V, 50 Hz	1		E-2
Carcasă transformator					1		E-2.1
010	Confecționare			coloană carcasă			E-2.1.1
	—			Prespan de 1 mm		kg	0,01
	—			Prenadez		kg	0,004
		010		Trasare la dimensiuni: 149 × 40 mm	A[1]		0,03
			—	Riglă gradată			
			—	Ac de trasat			
		020		Tăiere manuală la dimensiuni	A		0,05
040	Asamblare carcasă						E-2.1
	—			Coloană carcasă	1	buc	1
	—			Marginal inferior	2	buc	1
	—			Marginal superior	3	buc	1
	—			Prenadez		kg	0,003
		010		Ungere cu adeziv	A		0,03
			—	Pensulă			
1-010	Asamblare transformator rețea						E-2
	—			Carcasă cu bobinele primară și secundară	1;2	buc	1
	—			Tole transformator tip E10; 0,35 mm	3	buc	75
	—			Tole transformator tip I10; 0,35 mm	4	buc	75
	—			Manta transformator	5	buc	1
		010		Impachetare tole	A		0,75
			—	Ciocan de lemn			
BLOC STABILIZARE 0-15 V					2		E-3
010	Confecționare plăci cu cablaj imprimat						E-3.1
	—			Placă pertinax cuprat de 1,5 mm		kg	0,1
		040[4]		Executare cablaj imprimat	E[2]		0,5[3]
			—	Instalație de confecționat cablaje imprimate			
			—	Clișeul pozitiv al desenului cablajului			
			—	Subprogram tehnologic privind executarea cablajului imprimat cu ajutorul instalației			E-15/1975
050	Implantare componente electronice pe plăcile cu cablaj imprimat						E-3.2
	—			Diodă redresoare DR 301	p1; p2	buc	4
	—			Rezistor chimic 3kΩ; 0,5 W	r8	buc	2
	—			Fluor		kg	0,1

Observații: 1) A-atelierul de aparate electrice; 2) E-atelierul de electronică;
3) Norma de timp corespunde pentru 2 plăci dintr-un lot de 100 buc;
4) v. pag. 30, faza Nr. 031.

A4 (210 × 297)

Fig. 2. Exemplificare privind modul de întocmire a fișei tehnologice produse în lucrare.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

CONSIDERAŢII PRIVIND POSIBILITĂŢILE DE MĂRIRE A CUPLULUI DE PORNIRE A MOTOARELOR ASINCRONE ÎN COLIVIE CU BARE ADÎNCI

DE

I. NOVAC

1. INTRODUCERE

Pretenţiile din ce în ce mai frecvente a unor beneficiari privind mărirea cuplului de pornire relativ $m_p = M_p/M_n$ al motoarelor asincrone în colivie, pînă la valori $m_p \cong 3$, a pus constructorilor de maşini electrice problema realizării de asemenea motoare în condiţii tehnico-economice cît mai bune.

Problema utilităţii şi necesităţii unor asemenea cupluri de pornire ar putea constitui, ea însăşi, obiectul unor discuţii ; în situaţia dată, fabricile constructoare sînt însă obligate să furnizeze beneficiarilor motoarele solicitate.

Din considerente în special de ordin tehnologic, tendinţa constructorilor de motoare asincrone este de a căuta soluţii de mărire a cuplului m_p a motoarelor cu crestături adînci. În acest context, în cele ce urmează se analizează posibilităţile de mărire a cuplului de pornire a motoarelor cu crestături adînci, prin modificări aduse motoarelor avînd valorile obişnuite $m_p = 2 \sim 2$, 2 ale cuplului relativ de pornire, în scopul obţinerii unor concluzii cu caracter mai general privind condiţiile în care s-ar putea obţine motoare de acest gen capabile de $m_p \cong 3$.

2. SOLUŢII POSIBILE

Considerînd că geometria transversală a maşinii se menţine neschimbată şi urmărind mărirea rezistenţei rotorice la pornire, singurele posibilităţi constau în : micşorarea secţiunii inelelor de scurtcircuitare rotorice, mărirea lungimii maşinii, înlocuirea în rotor a aluminiului cu un alt material conductor cu o rezistivitate superioară.

În realitate, oricare dintre aceste modificări atrage după sine simultan cu creşterea rezistenţei la pornire R'_{2p} şi a rezistenţei rotorice R'_2 de la funcţionarea în sarcină normală ; eventuala creştere a cuplului relativ de pornire [B. 1].

$$m_p = \frac{R'_{2p}}{R'_2} \cdot s_n \left(\frac{I'_{2p}}{I'_{2n}} \right)^2 \tag{1}$$

rezultă, de fapt, ca urmare a măririi alunecării s_n. Apare ca evidentă concluzia că toate procedeele menţionate au dezavantajul creşterii alunecării la funcţionarea în sarcină şi al diminuării, în general, a randamentului.

Pentru că impedanţa echivalentă a motorului la pornire creşte în toate cazurile, curentul relativ de pornire $i'_{2p} = I'_{2p}/I'_{2n}$ se micşorează (curentul nominal este mai puţin afectat decît curentul de pornire, alunecările nominale fiind totuşi mici). Ca urmare, cuplurile de pornire mărite ce se pot obţine nu pot cunoaşte, la modificări în limite raţionale, creşteri spectaculoase în raport cu motoarele normale. Avînd în vedere şi aspectele negative privind mărimile de funcţionare în sarcină normală, la care se adaugă, în general, şi dezavantaje de ordin economic, rezultă că procedeele enunţate nu pot constitui soluţii raţionale.

Pentru concretizare, în tabela 1 sînt prezentate date numerice comparative faţă de un motor cu bare înalte de 11 kW, 3 000 rpm şi caracterizat prin $m_p = 2{,}336$, în cazul în care i s-a adus una dintre modificările enunţate. În cazul amintit a înlocuirii în rotor a Al cu un alt material s-a considerat că colivia rotorică se execută dintr-un aliaj Si-Al, avînd rezistivitatea $\rho \cong 0{,}06\ \Omega\ mm^2/m$.

Se subliniază faptul că datele din tabel nu scot în evidenţă aspectele privind necesitatea activizării răcirii motorului în variantele respective şi nici cele în legătură cu creşterea preţului de cost.

Se menționează, totodată, că datele numerice obținute sînt în concordanță cu cele care rezultă cu ajutorul relațiilor stabilite de autor ([B. 3]) pentru evaluarea valorilor noi ale diverselor mărimi în funcție de modificarea adusă motorului.

Tabela 1.

Varianta de motor	Existent	Cu sect. q_1* micșorată	Cu lungime L mărită	Cu colivie de Si-Al
L (mm)	130	130	143	130
s_n (%)	2,355	2,439	2,495	3,282
η_n	0,866	0,885	0,889	0,877
$\cos \varphi_n$	0,871	0,871	0,923	0,872
R'_{2p}/R'_2	1,523	1,505	1,544	1,403
i'_{2p}	8,070	8,042	7,646	7,484
m_p	2,336	2,374	2,253	2,579
i_{1p}	7,141	7,155	7,160	6,675

* de 1,08 ori.

Pentru cazul măririi lungimii mașinii se observă că cuplul de pornire nu numai că nu crește dar, ca urmare a reducerii sensibile a mărimii i'_{2p}, chiar se micșorează. În varianta cu colivie de Si-Al reducerea lui i'_{2p} este compensată de mărirea importantă a alunecării.

Datele obținute pentru variantele : motor cu lungime mărită și motor cu colivie de Si-Al arată însă că o creștere sensibilă a cuplului m_p ar fi totuși posibilă dacă, printr-un mijloc oarecare, s-ar menține (sau chiar s-ar mări, pînă la limita valorii admisibile) valoarea curentului relativ i'_{2p}. Acest lucru este posibil dacă simultan cu mărirea lungimii mașinii se procedează și la modificarea înfășurării statorice, în sensul micșorării numărului de spire w_1 și a măririi, în limitele gradului de umplere a crestăturii, a secțiunii sîrmei de bobinaj. Pentru ca solicitările magnetice ale mașinii să rămînă neschimbate, apare ca normal ca modificarea lungimii mașinii, a numărului de spire w_1 și a secțiunii sîrmei să se facă în același raport k^*.

În condițiile acestea rezultă relațiile :

$$\frac{R'^*_{2p}/R'^*_2}{R'_{2p}/R'_2} = \frac{k^* k_{R_1}+a}{k_{R_1}+a} \cdot \frac{1+a}{k^*+a}, \tag{2}$$

$$s^*_n/s_n \cong R'^*_2/R'_2, \tag{3}$$

$$i'^*_{2p}/i'_{2p} > k^*, \tag{4}$$

în care cu asterisc s-au notat mărimile motorului cu modificări, prin k_{R_1} — factorul de majorare a rezistenței barei rotorice la pornire (la s=1), iar cu a raportul dintre rezistența R'_e a fazei rotorice din exteriorul crestăturii și rezistența R'_b a barei rotorice. Creșterea lui i'_{2p} mai mult de k^* ori se datorește saturației mai puternice a miezului mașinii la pornire în varianta modificată.

În baza relației (1) rezultă că

$$\frac{m^*_p}{m_p} > \frac{k^* k_{R_1}+a}{k_{R_1}+a} \cdot \frac{1+a}{k^*+a} \cdot \frac{R'^*_2}{R'_2} \cdot (k^*)^2. \tag{5}$$

Aplicînd acest procedeu pentru cazul motorului considerat mai sus, unde pentru a se obține $m^*_p \cong 3$ s-a ales $k^* \cong 1{,}115$ (de fapt, intervin unele diferențe între k^*_L, k^*_{w1} și k^*_{qb} determinate de necesitatea de a avea un număr întreg de spire w_1, secțiune standardizată a sîrmei de bobinaj etc.) s-au obținut rezultatele din tabela 2.

Tabela 2

Varianta de motor	L (mm)	s_n (%)	η_n	$\cos \varphi_n$	i'_{2p}	m_p	i_{1p}
Existent	130	2,355	0,866	0,871	8,070	2,336	7,141
Modificat	145	2,075	0,890	0,879	9,729	2,991	8,660

Se constată că cuplul $m_p \cong 3$ se poate obține numai depășind valoarea admisibilă a lui i_{1p}. Dat fiind că rezultă îmbunătățiri privind mărimile s_n, η_n și $\cos \varphi_n$, asocierea și a înlocuirii în rotor a Al cu Si-Al (ceea ce atrage o reducere a lui i_p — *v.* tabela 1) poate contribui la găsirea unei soluții admisibile din punctul de vedere al lui i_{1p}, cuplul de pornire rezultînd în jur de 2,8.

3. CONCLUZII

Rezultatele analizei efectuate arată că pentru realizarea unui motor cu bare înalte capabil să dezvolte, la parametri funcționali corespunzători, un cuplu de pornire m_p cît mai mare mașina trebuie dimensionată :

a) cu o lungime relativ mare
b) cu un număr de spire statoric relativ mic
c) cu o solicitare electrică în stator mai redusă.

Un asemenea motor rezultă însă mai scump (fier mai mult, cupru statoric de secțiune mai mare) și mai slab solicitat decît un motor de același tip dimensional normal pentru a avea un cuplu de pornire $m_p = 2 - 2{,}2$. El apare, deci, ca o soluție neeconomică, ceea ce permite a se trage concluzia generală că pentru a se obține cupluri de pornire mărite, de ordinul $m_p \cong 3$ nu este rațională execuția motorului asincron sub forma de motor cu crestături adînci.

Soluția trebuie căutată în executarea motorului cu dublă colivie, dar și în analizarea obiectivă a necesității de cupluri de pornire atît de mari și, oricînd este posibil, la renunțarea la această pretenție.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Richter Mașini electrice, vol IV. Ed. Tehnică, 1960.
2. N. V. Vinogradov ș.a. Proiectarea mașinilor electrice, vol. II, Ed. Energetică de Stat, 1953.
3. I. Novac Posibilități de realizare a unor motoare cu crestături adînci avînd cuplul de pornire mărit — protocol, 1976.

CONSIDERATIONS CONCERNANT LES POSSIBILITÈES D'AUGMENTATION DU COUPLE DE DEMARRAGE DES MOTEURS ASYNCHRONES À ENCOCHES PROFONDES.

RÉSUMÉ

Dans certains cas, on exige des moteurs asynchrones à couple de demarrage augmenté, égal à 2,8—3 fois le couple nominal.

On demontre, à base d'une analyse critique, que les solutions preconisées, grace à leurs simplicité, par les producteurs (diminuation de la section des anneaux de courtcircuitage, augmentation de la longueur, utilisation de Si-Al au lieu d'aluminium dans l'induit) ne sont pas — dans le cas des moteurs à encoches profondes — ni éfficaces, ni économique.

La modification simultane de la longuer, de la section d'enroulement statorique et du nombre des spires de cet enroulement constitue, quand-même, une solution. Evidemment, un pareil moteur revient plus chèr q'un moteur ordinaire à encoches profondes (ayant $M_d/M_n \cong 2$).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

STUDIUL ŞI REALIZAREA UNEI NOI SOLUŢII DE ACŢIONARE ELECTRICĂ LA ELECTROCARUL DE 3 TONE FOLOSIND VARIATORUL STATIC DE TENSIUNE CONTINUĂ

DE

M. FILDAN, I. ŞORA, E. SERACIN, I. BALACI.

1. PROBLEME GENERALE.

Introducerea variatorului static de tensiune continuă cu tiristoare în practica acţionărilor electrice reglabile cu motoare de curent continuu, se încadrează în preocupările actuale pe plan mondial legate de utilizarea raţională a energiei electrice [1, 3].

2. PREZENTAREA SOLUŢIEI PENTRU PORNIREA ŞI MODIFICAREA VITEZEI ELECTROCARULUI

Schema electrică de principiu a soluţiei propuse este redată în figura 1. Motorul electric de acţionare M este de curent continuu cu excitaţie serie, avînd puterea nominală 4 kW şi tensiunea nominală 80 V. Între bateria de acumulatoare B şi motorul electric este intercalat variatorul de tensiune VT care permite modificarea continuă a tensiunii medii aplicate la bornele motorului electric şi deci a turaţiei n la arborele său. Pentru variatorul de tensiune s-a adoptat o schemă cu două tiristoare [2], [4]. Se distinge tiristorul principal T_p, tiristorul de stingere T_s, condensatorul de stingere C, transformatorul de impuls T_r şi dioda D_1 pentru încărcarea condensatorului C. Dioda D_2 conectată în paralel cu motorul electric asigură o cale de curent în perioadele cînd tiristorul principal este blocat. Funcţionarea variatorului de tensiune se caracterizează printr-o frecvenţă de repetiţie constantă a impulsurilor de comandă i_{cp} ale tiristorului principal, reglîndu-se cu ajutorul dispozitivului electronic de comandă, în funcţie de cerinţele acţionării, momentul trimiterii impulsului de comandă i_{cs} la tiristorul de stingere, figura 2. S-a adoptat valoarea de 250 Hz pentru frecvenţa de recepţie ceea ce corespunde la $T=4$ ms. Pentru a se acoperii timpii de comutare şi schimbare a sarcinii pe condensatorul C, în funcţionarea variatorului de tensiune este necesar ca $0{,}1 \leqslant \frac{\Delta t}{T} \leqslant 0{,}9$. Datorită caracterului inductiv al circuitului motorului, curentul $i_m = i + i_d$ este uşor pulsatoriu, iar valoarea sa medie creşte odată cu mărirea raportului $\frac{\Delta t}{T}$.

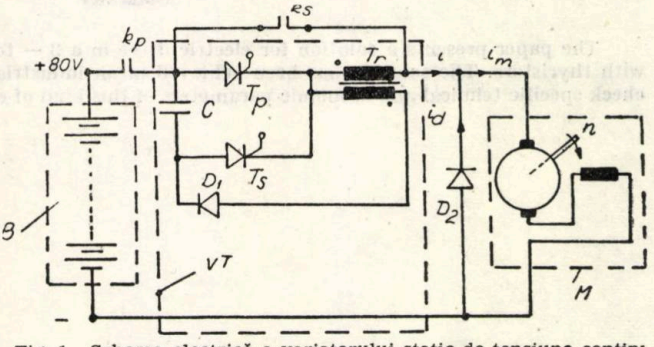


Fig. 1. Schema electrică a variatorului static de tensiune continuă cu tiristoare.

În momentul iniţial, prin apăsare pe pedala de acceleraţie a electrocarului se comandă alimentarea bobinei contactorului k_p conectîndu-se circuitul motorului la baterie. În continuare prin apăsare pe pedală se modifică valoarea rezistenţei electrice a unui rezistor reglabil de tip cu cursor, ceea ce determină prin dispozitivul electronic de comandă o modificare a raportului $\frac{\Delta t}{T}$ de la valoarea 0,1 la 0,9. Funcţionarea motorului la tensiunea nominală de 80 V se realizează după scurtcircuitarea variatorului de tensiune la capătul cursei pedalei, cînd se comandă alimentarea bobinei contactorului k_s.

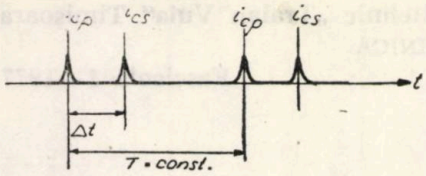


Fig. 2. Explicativă pentru impulsurile de comandă ale tiristoarelor.

În scopul evitării unor şocuri la pornirea electrocarului, cauzate prin intervenţia bruscă asupra pedalei de acceleraţie, dispozitivul electronic de comandă conţine un element integrator. Deasemenea s-au introdus protecţii la curent maxim prin motor, la temperatură ridicată a dispozitivului de comandă şi la tensiune scăzută a bateriei de acumulatoare. Pentru informarea rapidă a conducătorului electrocarului că s-a depăşit regimul normal de funcţionare al schemei există o semnalizare optică în raport cu fiecare din protecţiile menţionate.

2. CONCLUZII

Soluţia propusă şi verificată experimental la nivel de prototip industrial permite pornirea şi modificarea în bune condiţiuni a vitezei electrocarului la funcţionarea în gol cît şi cu sarcina nominală, fiind competitivă cu soluţiile de acest gen realizate pe plan mondial.

Soluţia poate fi aplicată şi la alte acţionări electrice cu motoare de curent continuu alimentate de la o baterie de acumulatoare.

BIBLIOGRAFIE

1. F e n n w i c k M. Chariot électrique a variateur électronique, La technique moderne, 9, 1970.
2. M e y e r M. Tiristoarele în practică. Editura tehnică Bucureşti, 1970.
3. S î r b u M. ş.a. Echipamente pentru acţionări electrice reglabile, Bucureşti, Academia R.S.R. — Comisia de automatizare, 1973.
4. * * * Impulssteuerung, Robert Bosch, GmbH, Stuttgart, 1970.

STUDY AND ACHIEVMENT OF A NEW SOLUTION FOR ELECTRIC DRIVE IN A 3 TONES ELECTRIC TRUCK USING A CHOPPER.

SUMMERY

The paper presents a solution for electric drive in a 3 — tones electric truck by using a chopper with thyristors. The solution has been achieved in an industrial prototype form and it permitted to check specific tehnical and economic parameters of this kind of electric drivers.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

DETERMINAREA CU CALCULATORUL A DENSITĂŢII DE PROBABILITATE LA IEŞIREA ELEMENTELOR NELINIARE

DE

S. IONEL

1. ASPECTELE PROBLEMEI

Funcţia densitate de probabilitate (*d.p.*) are o importanţă deosebită în studiul transferului neliniar al semnalelor aleatoare. Problema care se pune este de a determina *d.p.* a variabilei stocastice de la ieşirea elementului (sistemului) neliniar, $f_Y(y)$, cunoscînd *d.p.* a variabilei de la intrare, $f_X(x)$ şi caracteristica neliniară a elementului (sistemului), sub forma (figura 1):

$$y=g(x).$$

Soluţia analitică a problemei este exprimată de relaţia:

$$f_Y(y)=\frac{f_X(x_1)}{|g'(x_1)|}+\ldots+\frac{f_X(x_n)}{|g'(x_n)|}+\ldots$$

unde x_i sînt rădăciniie reale ale ecuaţiei:

$$y-y(x_i)=0\,;\ i=1,\ldots,\ n,$$

iar $g'(x)=dg(x)/dx$. În literatura de specialitate se prezintă soluţia problemei, fie sub forma de mai sus, fie în alte exprimări echivalente [1, 2, 3].

Folosirea relaţiei arătate pentru $f_Y(y)$, ridică, în cazuri concrete, dificultăţi importante:

— relaţia nu este valabilă în punctele unde derivata $g'(x)$ se anulează (punctele de extrem şi unele puncte de inflexiune).

— în punctele unde funcţia $y=g(x)$ prezintă palier, relaţia nu poate fi aplicată (ar rezulta o infinitate de rădăcini x_i).

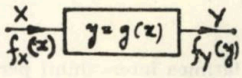


Fig. 1. Element neliniar cu caracteristica $y=g(x)$.

În lucrare se arată o nouă metodă pentru determinare lui $f_Y(y)$, metodă care înlătură neajunsurile menţionate ale soluţiei analitice.

2. METODA PROPUSĂ

Ideea de bază a metodei propuse constă în generarea unei secvenţe de numere pseudoaleatoare [4, 5, 6], care se consideră drept valori succesive ale unei variabile stocastice. Generarea succesiunii de numere pseudoaleatoare este sinonimă cu generarea unei variabile aleatoare.

Transpunerea cu eficienţă în practică a ideii de mai sus, este datorată vitezei mari de prelucrare, proprie calculatoarelor numerice actuale.

Frecvent, pentru obţinerea unor valori uniform distribuite în intervalul [0, 1], se porneşte de la o relaţie de recurenţă de tipul:

$$x_i=a\cdot x_{i-1}+b\ (\text{mod. } M),$$

unde M este un număr cît mai mare posibil (în funcţie de tipul calculatorului; de exemplu la calculatorul FELIX C-256, M poate avea cel mult 8 poziţii zecimale) iar a, x_0 şi b sînt numere pozitive întregi cuprinse între 0 şi $(M\text{-}1)$ [5]. Apoi, cu ajutorul distribuţiei uniformă în intervalul $[0, 1]$ se poate calcula orice altă distribuţie [4].

Ca o ilustrare a celor arătate mai sus, se prezintă o distribuţie uniformă în intervalul $[-2, 2]$ (figura 2) şi o distribuţie gaussiană simetrică faţă de zero (figura 3). Ambele s-au obţinut pornind de la o distribuţie uniformă în intervalul [0, 1]. Distribuţia din figura 2 s-a generat folosind subrutina

existentă în biblioteca de programe a calculatorului FELIX C-256 iar pentru cea din figura 3, s-a uzat de teorema limită centrală [1, 4, 5]. Graficele trasate de imprimantă au fost înnegrite pentru ca fotografiile să aibă contrast.

Se observă că variabilele aleatoare generate au abateri de la distribuţiile uniformă şi gaussiană ideale. Devierile ce se constată provin în esenţă din aceea că, întotdeauna, secvenţa generată conţine un număr finit de valori (în cazul de faţă, 5 000). Pentru un număr dat de puncte generate, abaterile depind de algoritmul de calcul. Faptul sesizat nu constituie însă o limitare a procedeului propus deoarece, în realitate, şi semnalele aleatoare fizice prezintă astfel de abateri ale *d.p.*, cazurile ideale servind doar ca mijloc de referinţă.

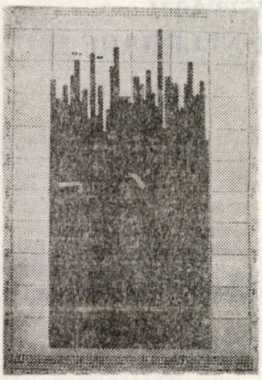


Fig. 2. $f_X(x)$-uniformă.

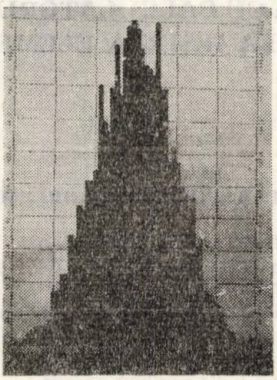


Fig. 3. $f_X(x)$-gaussiană.

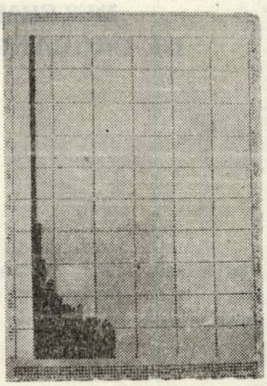


Fig. 4. $f_Y(y)$ pentru variabila aleatoare X uniform distribuită în intervalul [—2, 2].

Graficele pentru *d.p.* sînt formate din fîşii verticale ; înălţimea fiecărei coloane este proporţională cu numărul de valori calculate care se încadrează într-un anumit interval. De exemplu, în figura 2, fîşia cea mai lungă corespunde la 154 puncte plasate în domeniul (8/10, 9/10). Astfel, ţinînd seama că s-au generat în total 5 000 de valori, se poate calcula probabilitatea ca variabila aleatoare X să se afle în domeniul considerat :

$$P\{8/10 < X \leqslant 9/10\} = 154/5\ 000 = 0{,}0308.$$

Mărimea intervalului pentru care se contabilizează valorile obţinute poate fi aleasă suficient de mică.

Secvenţa numerică ce modelează variabila aleatoare Y, se calculează punct cu punct, introducînd valorile variabilei X în relaţia : $y_i = g(x_i)$. Numerele obţinute se clasează pe intervale, ca şi în cazul variabilei aleatoare X. Astfel, *d.p.* $f_Y(y)$ se reprezintă prin dependenţa numărului de valori cuprinse într-un interval elementar de abscisa y.

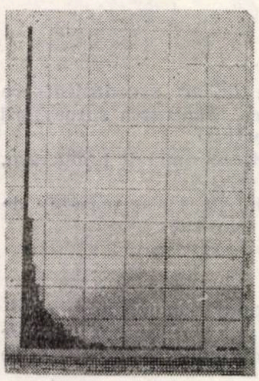


Fig. 5. $f_Y(y)$ pentru variabila aleatoare X cu distribuţie gaussiană.

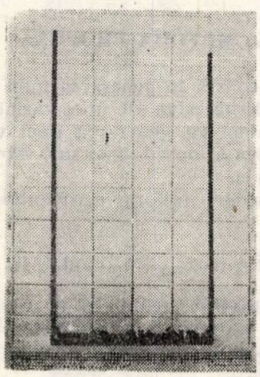


Fig. 6. $f_Y(y)$ pentru variabila aleatoare X uniform distribuită în intervalul [—2, 2].

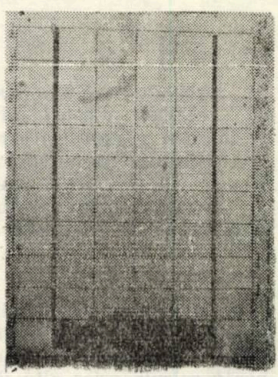


Fig. 7. $f_Y(y)$ pentru variabila aleatoare X cu distribuţie gaussiană.

3. EXEMPLE CONCRETE

a) Detectorul pătratic : $y=a\cdot x^2$; s-a ales $a=1$. A se vedea figurile 4 și 5.
b) Circuitul de limitare (vezi figurile 6 și 7) :

$$y=\begin{cases} 1 & \text{pentru } x>1 \\ x & \text{pentru } -1\leqslant x\leqslant 1 \\ -1 & \text{pentru } x<-1. \end{cases}$$

În ambele cazuri ilustrate, aplicarea relației analitice pentru calculul lui $f_Y(y)$ ridică dificultăți : caracteristica detectorului pătratic are punct de extrem iar cea a limitatorului prezintă paliere.

Soluția conform metodei propuse este doar o aproximare a lui $f_X(y)$, definită teoretic. Caracterul aproximativ rezultă din două motive : în primul rînd, $f_X(x)$ are abateri de la forma ideală (vezi punctul 2) iar pe de altă parte, intervalul elementar pe care se contabilizează valorile variabilelor aleatoare, este finit. Trebuie subliniat însă că el poate fi ales suficient de mic pentru necesitățile practice. Avantajul principal al procedeului propus este că el înlătură dificultățile metodei analitice și oferă o tratare unitară a tuturor sistemelor neliniare, indiferent de forma caracteristicii $y=g(x)$. De asemenea alegînd intervale elementare de mărimi diferite, se poate obține o imagine a lui $f_Y(y)$ pentru toate valorile lui y sau numai pentru anumite segmente ale axei reale.

4. CONCLUZII

Metoda expusă în lucrare este o rezolvare inginerească a problemei determinării *d.p.* la ieșirea elementelor neliniare. Cu ajutorul ei se elimină dificultățile legate de metoda analitică. Procedeul se aplică avantajos în practică întrucît majoritatea calculatoarelor electronice moderne au în biblioteca de programe subrutine pentru generarea variabilelor aleatoare și, în tot cazul, astfel de programe se scriu ușor.

BIBLIOGRAFIE

1. Papoulis A.: Probability, Random Variables and Stochastic Processes, Mc Graw-Hill Book Company, New York, 1965.
2. Bogoevici N, Simon M., Puia I., Kovacs A.: Unele observații asupra distribuției semnalelor aleatoare transmise prin sisteme neliniare, în Lucrări tehnice și științifice ale Institutului de Subingineri Reșița, 1976.
3. Lévine B.: Fondaments theoriques de la radiotechnique statistique, Tome I, Editions MIR, Moscou, 1973.
4. Ranft J.: Fortran-Programmierung und numerische Methoden für Naturwissenschaft und Technik, Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1972.
5. Ermakov S. M.: Metoda Monte-Carlo și probleme înrudite, traducere din limba rusă, Editura Tehnică, București, 1976.
6. Ralston A., Wilf H. S.: Mathematical Methods for Digital Computers, volumul II, New York, 1967.

DIE BERECHNUNG DER WAHRSCHEINLICHKEITSDICHTE AM AUSGANG NICHTLINEARER ELEMENTE MIT HILFE DES RECHENAUTOMATS.

KURZFASSUNG

In der Arbeit wird eine neue Methode für die Berechnung der Wahrscheinlichkeitsdichte am Ausgang nichtlinearer Elemente vorgestellt. Das Verfahren hat den Vorteil die Schwierigkeiten der analytischen Lösung des Problems zu beseitigen. Die vorgeschlagene Methode erlaubt eine einheitliche Behandlung aller nichtlinearer Systeme, unabhängig von der Form der Charakteristik $y=g(x)$-

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

O NOUĂ INTERPRETARE A ERORILOR PRODUSE LA ESTIMAREA FUNCŢIILOR DE CORELAŢIE

DE

ŞT. GÂRLAŞU

Funcţiile de corelaţie şi respectiv de covarianţă îşi găsesc în prezent aplicaţii din ce în ce mai numeroase în diverse domenii ale ştiinţei şi tehnicii, astfel că evaluarea erorii la determinarea acestora capătă şi un aspect practic pe lîngă cel teoretic. [1], [2]. În cele ce urmează se va exprima eroarea la determinarea funcţiilor de covarianţă prin evidenţierea conţinutului de informaţii din funcţiile semnal $x(t)$ şi $y(t)$. Determinînd funcţiile de covarinaţă sub forma de K valori discrete :

$$C_{xx}(k)=\frac{1}{N-k}\sum_{n=0}^{N-k} x_{on+k}\cdot x_{on} \tag{1}$$

$$C_{xy}(k)=\frac{1}{N-k}\sum_{n=0}^{N-k} x_{on+k}\cdot y_{on} \tag{2}$$

$$k=0,\ 1,\ 2,\ \ldots\ldots\ K-1,$$

unde x_{on} şi y_{on} sînt valorile centrate eşantionate ale funcţiilor $x(t)$ şi $y(t)$ în N valori $n=0,\ 1,\ 2,\ \ldots\ \ldots\ N-1$, cu perioada de eşanţionare T_e, se determina funcţiile de corelaţie :

$$R_{xx}(k)=C_{xx}(k)+\mu_x^2;\quad R_{xy}(k)=C_{xy}(k)+\mu_x\mu_y, \tag{3}$$

în care μ_x şi μ_y sînt valorile medii teoretice ale funcţiilor semnal.

Eroarea medie patratică normalizată (standard) la estimarea funcţiilor de covarianţă este [1] :

$$\varepsilon_{xx}(k)=\frac{t}{\sqrt{2BT}}\sqrt{1+\frac{C_{xx}^2(0)}{C_{xx}^2(k)}};\qquad \varepsilon_{xy}=\frac{t}{\sqrt{2BT}}\cdot\sqrt{1+\frac{C_{xx}(O)\,C_{yy}(O)}{C_{xy}^2(k)}} \tag{4}$$

unde t este valoarea funcţiei de destribuţie t STUDENT [1], [5] pentru un factor de încredere P dat. În particular pentru $P=0{,}90$ $t=1{,}60$, valoare utilizată în estimările curente. T reprezintă durata de înregistrare a funcţiilor semnal, iar B lărgimea de bandă a spectrului de frecvenţă al aceloraşi semnale, [1] ; [2].

De mare utilitate practică este eroarea medie patratică a funcţiei de autocovarianţă (4), determinată pentru $k=0$:

$$\varepsilon_{xx}(0)=\frac{1{,}6}{\sqrt{BT}} \tag{5}$$

care exprimă faptul că eroarea standard este invers proporţională cu rădăcină pătrată a produsului BT. În continuare se va indica o interpretare a erorii standard în baza teoremei eşantionării a lui SHANNON. [1], [2], [3], [4]. Dacă funcţia semnal $x(t)$ este eşantionată sub forma $x_n=x(t_0+nT_e)$, spectrul de amplitudine $X(jq)$ al funcţiei eşantionate prezintă un lob principal şi o serie de lobi secundari ponderaţi faţă de lobul principal. Deasemenea şi spectrele de densitate spectrală proprie $S_{xx}(jq)$ şi mutuală $S_{xy}(jq)$ aferente semnalelor eşantionate x_n şi y_n posedă un lob principal şi loburi secundare. Spectrele de densitate a puterii se determină în baza relaţiilor WIENER-HINCIN, exprimate prescurtat sub forma de pereche FOURIER [2] :

$$C_{xx}(k)\rightleftarrows S_{xx}(jq);\quad C_{xy}(k)\rightleftarrows S_{xy}(jq) \tag{6}$$

unde q este linia spectrală curentă. Liniile spectrale sînt egal distanţate între ele cu valoarea $\Delta\nu=1/\tau_{max}$, denumită rezoluţia sau definiţia spectrului, τ_{max} fiind întîrzierea incrementată maximă utilizată la elaborarea funcţiilor de covarianţă.

În conformitatea cu teorema eşantionării a lui SHANNON pentru ca spectrul semnalului $x(t)$ regăsit în lobul principal al spectrului eşantionat să nu interfereze cu lobii secundari, este necesar, ca la limită, lărgimea de bandă să fie numeric egală cu jumătate din frecvenţa de eşantionare $F_e=1/T_e$, adică :

$$B=\frac{1}{2}F_e=F_N\,;\quad F_e=2B, \tag{7}$$

în care $F_N=F_e/2$ este denumită frecvenţa lui NYQUIST [2]. Ţinînd seama că $T=NT_e$, rezultă :

$$N=2BT\,;\quad Q=B/\Delta\nu=\frac{N}{2T}\cdot\tau_{max}=\frac{N}{2}\,, \tag{7'}$$

în cazul în care $\tau_{max}=T$, aşa cum se procedează în practică, adică $K=N$.

Eroarea standard (5), în condiţiile de eşantionare ideală (7'), se exprimă sub forma :

$$\varepsilon_{xxi}(0)=\frac{t}{\sqrt{BT}}=t\sqrt{\frac{2}{N}}=\frac{t}{\sqrt{Q}} \tag{8}$$

adică, eroarea este inversă proporţională cu rădăcina patrată a numărului de linii spectrale Q conţinute în banda de frecvenţă a lobului principal (Fig. 1).

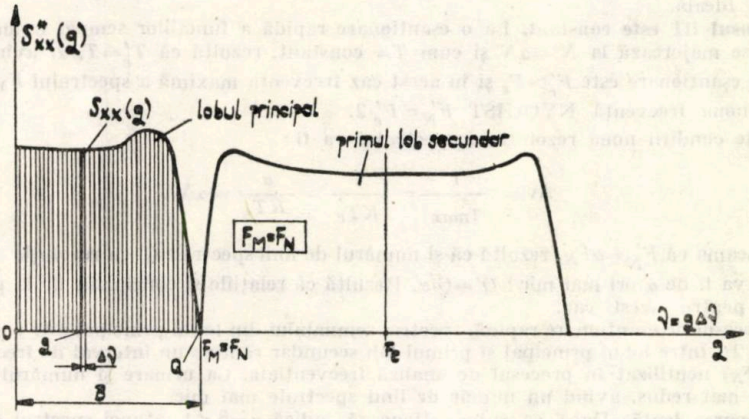


Fig. 1. Eşantionare ideală, $\alpha=1$

Acest nou rezultat permite să se efectueze o analiză completă privind contribuţia unor parametrii ai prelucrării semnalelor la eroarea medie pătratică normalizată comisă la estimarea corelaţilor şi covarianţelor.

a. **Lărgimea de bandă B este constantă.** B fiind dat, se examinează cazul în care funcţiile semnal se eşantionează mai rapid faţă de condiţia lui SHANNON, cu o perioadă mai mică $T'_e=T_e/\alpha$, unde α este viteza de eşantionare ($\alpha>1$). Pentru acelaş număr de puncte de eşantionare N, durata de înregistrare va fi mai scurtă $T'=T/\alpha$. În acest caz produsul $BT'=BT/\alpha=Q/\alpha$ şi ca urmare în spectrul densităţii de putere se vor obţine un număr mai redus $Q'=Q/\alpha$ de linii spectrale şi ca atare cuantumul de informaţii, extras din semnal, mai redus (Fig. 2).

Eroarea medie patratică normalizată se exprimă astfel :

$$\varepsilon_{xx}(k)=t\sqrt{\frac{\alpha}{2BT}}\cdot\sqrt{1+\frac{C^2_{xx}(O)}{C^2_{xx}(k)}} \tag{9}$$

$$\varepsilon_{xy}(k)=t\sqrt{\frac{\alpha}{2BT}}\cdot\sqrt{1+\frac{C_{xx}(O)\,C_{yy}(O)}{C^2_{xy}(k)}}\,. \tag{10}$$

La estimarea funcţiei de autocovarianţă, pentru decalajul nul, $k=0$, punînd $t=1{,}6$, se obţine :

$$\varepsilon_{xx}(O)=1{,}6\sqrt{\frac{2\alpha}{N}}=1{,}6\sqrt{\frac{\alpha}{Q}}\,. \tag{11}$$

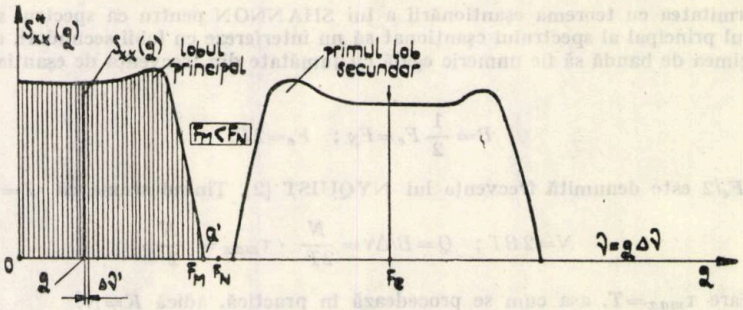


Fig. 2 *Supraeșantionare*, $\alpha > 1$

Din (8) și (11) rezultă :

$$\varepsilon_{xx}(O) = \varepsilon_{xxi}(O)\sqrt{\alpha} \tag{12}$$

adică eroarea la o eșantionare mai rapidă este de $\sqrt{\alpha}$ ori mai mare față de eroarea $\varepsilon_{xx\,.\,i}(O)$ la eșantionarea ideală.

b. **Produsul BT este constant.** La o eșantionare rapidă a funcțiilor semnal numărul de puncte eșantionate se majorează la $N' = \alpha N$ și cum $T =$ constant, rezultă că $T'_e = T_e/\alpha$, avînd $\alpha > 1$. Noua frecvență de eșantionare este $F'_e > F_e$ și în acest caz frecvența maximă a spectrului $F_M = B$ va fi mai mică decît noua frecvență NYQUIST $F'_N = F'_e/2$.

În aceste condiții noua rezoluție a spectrului va fi :

$$\Delta\nu' = \frac{1}{\tau'_{max}} = \frac{1}{KT'_e} = \frac{\alpha}{KT_e} = \alpha\Delta\nu.$$

Ținînd seama că $F'_N = \alpha F_N$, rezultă că și numărul de linii spectrale Q' cu rezoluția $\Delta\nu'$ pe lărgimea de bandă B va fi de α ori mai mic : $Q' = Q/\alpha$. Rezultă că relațiile și concluziile de la punctul *a* sînt valabile și pentru acest caz.

Prin procesul de eșantionare rapidă, spectrul semnalului din lobul principal este comprimat înspre origine (Fig. 2). Între lobul principal și primul lob secundar rămîne un interval de frecvență de lărgime $2(F_M - F_N)$ neutilizat în procesul de analiză frecvențială. Ca urmare și numărul de informații obținut este mai redus, avînd un număr de linii spectrale mai mic.

c. **Eșalonarea lentă.** Dacă se subeșantionează, adică $\alpha = \beta < 1$, atunci spectrul semnalului prezintă o interferență între lobul principal și primul lob secundar pe lărgimea de bandă $2(F_M - F_N) = 2(B - F_N)$, întrucît $F_M > F_N$ (Fig. 3). În aceste condiții o parte din informațiile cuprinse în partea superioară a spectrului nu se mai pot recupera și cuantumul de informații va fi mai redus față de eșantionarea ideală. Frecvența de eșantionare va fi $F''_e = 2\beta B = 2F''_N$, iar frecvența NYQUIST $F''_N = \beta B$. Din spectrul B al semnalului, partea lobului principal fără interferență, este :

$$B_u = \beta B - (B - \beta B) = B(2\beta - 1). \tag{13}$$

Rezoluția spectrului la eșantionarea lentă este :

$$\Delta\nu'' = \frac{1}{\tau''_{max}} = \frac{B_u}{Q''} = \frac{B(2\beta-1)}{Q''} = \frac{F''_e}{K} = \frac{\beta B}{Q}.$$

Rezultă :

$$Q'' = Q\,\frac{2\beta - 1}{\beta} \tag{14}$$

Fracția $(2\beta - 1)/\beta$, dacă $\beta \in [0{,}5 + 1]$, este întotdeauna subunitară și $Q'' < Q$. Eroarea standard va fi :

$$\varepsilon_{xx}(O) = 1{,}6\sqrt{\frac{\beta}{Q(2\beta-1)}} \tag{15}$$

și întrucît $\beta/(2\beta - 1) > 1$, rezultă că $\varepsilon^{\leq}_{xx}(O) > \varepsilon_{xx\,i}(O)$.

Trebuie remarcat că la $\beta = 0{,}5$, banda utilă devine nulă și frecvența NYQUIST coincide cu originea frecvențelor. Rezultă că $\beta \leqslant 0{,}5$ nu are sens.

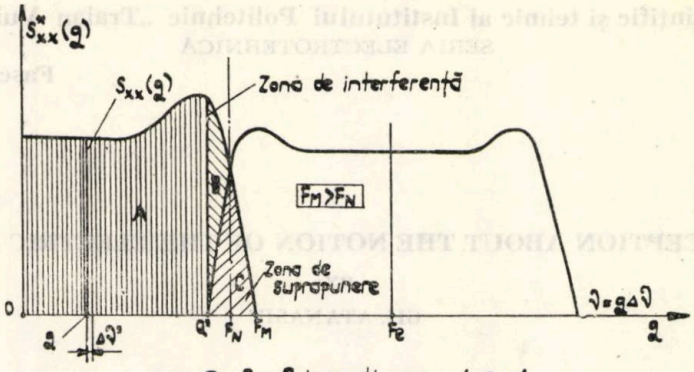


Fig 3 Subeşantionare, $\alpha = \beta < 1$

CONCLUZII

Concluzii. În prezentul articol se prezintă o nouă interpretare, pe baza teoremei eşantionării, a erorilor medii pătratice, normalizate produse la estimarea funcţiilor de corelaţie şi de covarianţă. Alegînd drept criteriu numărul de linii spectrale din lobul principal neinterferat, s-au stabilit relaţii noi pentru $\varepsilon_{xx}(O)$ în care intervine numărul de linii spectrale Q obţinut în condiţiile eşantionării ideale şi coeficientul α sau β care exprimă viteza de supraeşantionare, respectiv la subeşantionare. În toate cazurile examinate se constată că dacă nu se îndeplinesc condiţiile de eşantionare ideală eroarea standard creşte. Această nouă interpretare este pusă în legătură cu cuantumul de informaţii extras din semnal, în diferitele condiţii de eşantionare.

BIBLIOGRAFIE

1. Bendat, J. S., Piersol, A. G. Randon Data, Analysis and Measurement Procedures. John Wiley & Sons. N.Y. 1971.
2. Max, J., Traitement en Temps Réel du Signal. tome 1. Ed. Masson et Cie, Paris, 1972.
3. Kuo, B. C., Sisteme Automate cu Eşantionare. Trad. din lb. engleză. E.T. Buc. 1967.
4. Pop, E., O Generalizare a Teoremei Eşantionării. Bul. Şt. şi Tehn. al Inst. Polit. (IPTVT), tom 19 (33) Fascicula 1, ian-iunie 1974, pp. 7—12. Timişoara.
5. Mihoc, Gh., Craiu, V., Tratat de Statistică Matematică, vol, 1. Selecţia şi Estimaţia. Ed. Acad. RSR. Buc. 1976.

UNE NOUVELLE INTERPRÉTATION DES ERREURS PRODUITES À L'ESTIMATION DE FONCTIONS DE CORRÉLATIONS

RÉSUMÉ

On présente un nouvel critere, celui du nombre de lignes spéctrales du signal échantillonné dont on fait l'estimation de fonctions de corrélation. Cette analyse est faite en prennant en considération la vitesse d'échantillonnage par rapport à l'echantillonnage normale de SHANNON. Ce critére permet de lier la valeur de l'erreur à la quantitè d'informations transportées par le signal.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

NEW ACCEPTION ABOUT THE NOTION OF THE ELECTRIC MACHINE

BY

GH. ATANASIU

It is a fact that the basic principle of the electric machine is the electromechanical conversion of the energy. Therefore, the dynamic and steady-state behavior of the electric machine must be analyzed by means of the broad principles of the electromechanic energy conversion. For this reason we can use „integral principles", based on Hamilton's principle leading to Lagrange equations [1]. In the last years, the technical literature has registred an increasing number of papers and books which follow the above method. In the first line we retain *the extensive use of the notion of a general electric machine whose analysis is based an the integral principles method.*

A second new element, specific to the modern electric drives, is *the providing of the electric machines with silicon control rectifiers/rectifiers, inverters or cicloinverters*).

Both, the analytical method and the practical realisation of a suitable electric scheme, with the introduction of specific particularities, make it possible *to obtain various performances for the same electric machine.* Consequently, in the technical literature, such terms as „induction machine, synchronous machine or direct current machine type characteristics", are used for the different form of the torque-speed curve. The question is now, to which category does the drive element belong ?

In this respect, to day there exist no unanimous agreement. For example, for a given scheme, some authors define the machine as a direct current electric machine, and others put this machine in the class of synchronous electric machines.

The fact is that *the electric machine respresents the technical assembly which performs the electromechanical conversion of energy, in an electric scheme which through an adequate logic device, allows us to obtain the synchronous type, quasisynchronous type or asynchronous type characteristic*".

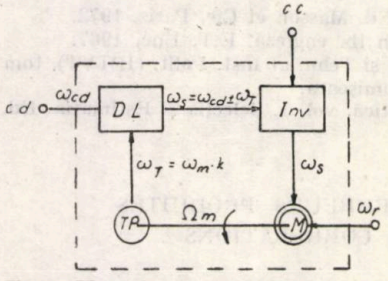


Fig. 1. The primary matrix of electromechanical conversion.

This way of considering the electric machine shifts the principal roll in determing the type of characteristics obtained, over the assembly of the electric scheme used, the electric machine being simply the electromechanic converter. The absence of the SCR transfers to the electric machine the function determing the type of characteristics, and thus we get the simplest electric machine of the classical type.

Above I have introduced the term of quasisynchronous characteristic" instead of the traditional direct current characteristic. In the electric scheme with an SCR, this new formula is entirely in accordance with the physical phenomenon involved.

The above considerations can be illustrated by means of the *„primary matrix of electromechanical conversion"* (fig. 1). The matrix consists of four members :

- the electric machine (M),
- the controlled inverter (Inv.),
- the positional transducer (T.P.),
- the logic device (D.L.).

The electric machine has an *m*-phase armature winding and an n-phase rotor winding. The rotor has *n* slip rings, being fed from a source of ω_r circulary frequency.

The positional transducer, rigidly coupled with the machine drive shaft, is a source of electric impulses, with the repetition circulary frequency $\omega_T = p\Omega k = \omega_m k$.

The logic device allows the desired modification of the command circulary frequency of the SCR inverter ω_S, for instance according to the relation

$$\omega_S = \omega_{cd} \pm \omega_T \tag{1}$$

The armature winding is fed from a source of ω_S circulary frequency.

The necessary condition to obtain an average value of the torque is [2]

$$\omega_r = \pm\omega_S \pm \omega_m \tag{2}$$

With the matrix scheme we can get, by means of particular relations, all the three types of torque-speed characteristics.

The Syncronous Type Characteristic. For this case we consider

$$\omega_T = 0 \quad \omega_r = 0 \tag{3}$$

From rel. 2

$$\pm\omega_m = \pm\omega_{cd} \tag{4}$$

The Quasisynchronous Type Characteristic. The following condition are required

$$\omega_r = 0 \quad \omega_d = 0 \tag{5}$$

From rel. 21

$$\pm\omega_m = \mp\omega_T \qquad (k \pm 1) \tag{6}$$

Relation (6) describes an electric machine with a fix commutator in the stator and a rotated brush system, with the angular speed $\Omega_T = \Omega_m$, the rotor being fed by direct current.

The Asynchronous Type Characteristic. To obtain this characteristics it is necessary that

$$\omega_S = \omega_{cd} \pm \omega_T \tag{7}$$

$$\omega_r \neq 0 \tag{8}$$

The relation (2) becomes

$$\pm\omega_m = \frac{1}{(1 \pm k)} (\omega_r \mp \omega_{cd}) \tag{9}$$

We thus get *a* „double fed induction machine".

Wirh

$$\omega_{cd} = s \cdot \omega_r \tag{10}$$

Rel. (9) becomes

$$\pm\omega_m = \frac{1}{(1 \pm k)} \cdot \omega_r (1 \pm s) \tag{11}$$

The start of this machine is possible only with a variable circulary frequency command. For starting, ($\omega_m = 0$), eq. (11) requires that $\omega_{cd} = \omega_r$, namely $s = 1$. The machine attains the syncronous speed $\frac{1}{1 \pm k} \omega_r$, for $\omega_{cd} = 0$, namely $s = 0$.

The purpose of the present essay is to bring back into discussion the character of the electric machine in the complex electric drives with speed regulation, using SCR. The present point of view tries to do away with the ambiguity of some terms used in literature and to underline the different possibilities offered by the primary matrix scheme of electromechanical conversion.

BIBLIOGRAPHY

1. Gheorghe Atanasiu, *Mașini electrice speciale*, vol. I, Litografia I.P.T., Timișoara, 1976.
2. White D. C., Woodson A. N., *Electromechanical energy conversion*, New York, John Wiley §Sons Inc., 1959.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

ASUPRA FUNCŢIONĂRII ACŢIONĂRILOR ELECTRICE CU MAŞINA DE INDUCŢIE DUBLĂ ALIMENTATĂ

DE

E. SERACIN

1. Alimentarea dublă a maşinii de inducţie se întîlneşte în cazul arborilor electrici destinaţi realizării mersului sincron al mai multor maşini electrice şi al cascadelor cu convertoare statice sau rotative destinate modificării vitezei maşinii de inducţie. Există diferite posibilităţi de funcţionare a maşinii electrice de inducţie cu alimentare dublă, din punctul de vedere al frecvenţelor tensiunilor de alimentare a statorului şi rotorului, al turaţiilor cîmpurilor magnetice învîrtitoare şi al circulaţiei puterilor electrice şi mecanice [1, 2].

Cunoaşterea posibilităţilor de funcţionare este necesară pentru alegerea unei anumite scheme de conexiuni corespunzătoare condiţiilor de lucru impuse de procesul de producţie. Ca urmare, în acest articol se prezintă o sistematizare originală a situaţiilor posibile de funcţionare a maşinii de inducţie cu alimentare dublă.

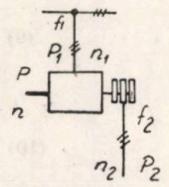


Fig. 1. Schema electrică a maşinii de inducţie dublu alimentată.

2. Schema electrică a maşinii de inducţie cu alimentare dublă este arătată în figura 1, în care :

— P_1 este puterea absorbită sau redată în reţeaua de frecvenţă f_1,

— P_2 este puterea absorbită sau cedată în reţeaua de frecvenţă f_2 şi

— P este puterea absorbită sau cedată la arbore.

Spre exemplu, elementul din figura 1 apare în componenţa arborelui electric din figura 2, sub forma maşinilor de inducţie A_1 şi A_2, care asigură mersul sincron al maşinilor electrice de acţionare, B_1 şi B_2.

Între puterile P_1, P_2 şi P, turaţiile n_1 şi n_2 ale cîmpurilor învîrtitoare statoric, respectiv rotoric, turaţia n a rotorului şi cuplul electromagnetic M, există legăturile :

$$P_1 = \mathrm{k}\, M n_1 \tag{1}$$

$$P_2 = \mathrm{k}\, M n_2 \tag{2}$$

$$P = \mathrm{k}\, M n \tag{3}$$

$$\Sigma P = 0 \tag{4}$$

unde $\mathrm{k} = \dfrac{2\pi}{60}$.

Posibilităţile de funcţionare ale maşinii de inducţie dublu alimentată sînt sistematizate în tabelul 1, corespunzător regimului de motor sau generator, pe baza următoarelor considerente :

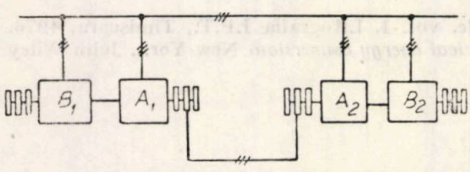


Fig. 2. Schema arborelui electric cu maşini de inducţie.

— turaţia n a rotorului se raportează faţă de stator, referinţa, adică statorul, fiind notată cu 0 ;

— turaţiile cîmpurilor magnetice n_1 şi n_2, au ca referinţe elementele care le produc, adică statorul respectiv rotorul ;

— criteriile de clasificare în cele patru categorii I—IV sînt sensul cîmpurilor învîrtitoare şi valoarea relativă a frecvenţelor ;

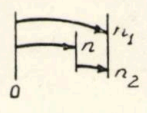
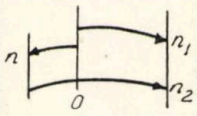
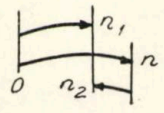
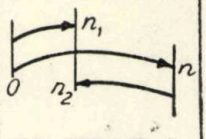
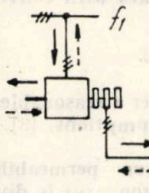
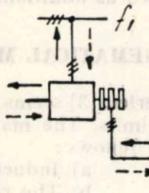
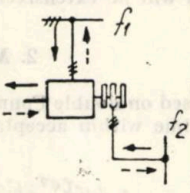
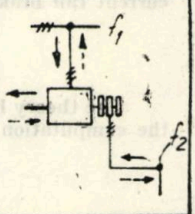
— s-a considerat puterea primită de maşina electricăpozitivă şi cea cedată negativă ;

— săgeţile trasate cu linie plină corespund regimului de funcţionare ca motor iar cele cu linie întreruptă regimului de funcţionare ca generator ;

— s-au utilizat relaţiile (1)—(4) şi faptul că cele două cîmpuri magnetice învîrtitoare se rotesc sincron şi simultan faţă de stator ;

— s-au neglijat pierderile din maşina electrică.

Tabelul 1

Cazul	I	II	III	IV
Situația turațiilor câmpurilor magnetice și a rotorului				
Situația frecvențelor	$f_2 < f_1$	$f_2 > f_1$	$f_2 < f_1$	$f_2 > f_1$
	n_1 și n_2 au același sens		n_1 și n_2 au sensuri contrare	
Valoarea relativă a puterilor	$P < P_1 > P_2$	$P < P_2 > P_1$	$P_1 < P > P_2$	$P_1 < P > P_2$
Legătura între turații	$n_1 = n_2 + n$	$n_2 = n_1 + n$	$n_1 + n_2 = n$	$n_1 + n_2 = n$
Legătura între puteri	$kMn_1 = kMn_2 + kMn$	$kMn_2 = kMn_1 + kMn$	$kMn_1 + kMn_2 = kMn$	$kMn_1 + kMn_2 = kMn$
Regimul de lucru	M O T O R			
Legătura între puteri	$P_1 - (P_2 + P) = 0$	$P_2 - (P_1 + P) = 0$	$(P_1 + P_2) - P = 0$	$(P_1 + P_2) - P = 0$
Regimul de lucru	G E N E R A T O R			
Legătura între puteri	$-P_1 + (P_2 + P) = 0$	$-P_2 + (P_1 + P) = 0$	$-(P_1 + P_2) + P = 0$	$-(P_1 + P_2) + P = 0$
Circulația puterilor — motor --- generator				

3. La proiectarea unei acționări electrice, în care se aplică mașina de inducție cu alimentare dublă, este necesar să se aleagă datele tehnice corespunzător unuia din cazurile I— IV. Spre exemplu, la funcționarea ca arbore electric, alegerea unuia din cele patru cazuri implică alegerea puterilor și turațiilor mașinilor A_1 și A_2 (Fig. 2) în corelare cu sensurile de rotație ale cîmpurilor învîrtitoare și ale rotoarelor, ținînd seama de capacitatea montajului de a realiza un anumit cuplu de sincronizare. Astfel, tabelul 1 este de utilitate la proiectarea acționărilor electrice.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Brașovan, Acționări electromecanice, E.D.P., București, 1967.
2. T. Dordea, Mașini electrice, E.D.P., București, 1970.

ÜBER DIE FUNKTIONIERUNG DER ELECTRISCHEN ANTRIEBE MIT DOPPELGESPEISTER INDUKTIONSMASCHINE.

ZUSAMMENFASSUNG

Die Arbeit bringt eine originelle Systematisierung der Funktionsmöglichkeiten der Induktionsmaschine mit Doppelspeisung in elektrischen Antrieben : elektrische Wellen und Kaskaden. Die Systematisierung ist für die Berechnung solcher electrischer Antriebe nützlich.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

BASELINE SPECIFICATIONS FOR THE OPTIMAL DESIGN OF LINEAR EDDY CURRENT RAIL BRAKES

BY

I. BOLDEA*, M. BABESCU

1. INTRODUCTION.

Linear eddy current rail brakes have been proposed with conventional high speed trains [1, 2] to supplement the action of standard braking systems.

Experimental results have been published on the subject [1], while these authors, [3], have proposed the first consistent theory of linear dc. linear brakes with solid iron secondary.

The present paper strives to define two optimal criteria for the design of linear eddy current rail brakes. These are:

a) α — the maximum braking power/dc. power input and

b) β — the maximum braking force/brake weight (daN/kg).

These optimal criteria apply for a given rated speed, V_n.

The present paper is making use of the multilayer theory, [3], which has been alrealy checked by tests, [3].

Finally we get the optimum pole pitch and inductor m.m. f/pole for a given rated speed and a standard rail-road.

The results obtained on a numerical exemple are encouraging and is hoped that linear eddy current rail brakes will be extensivelly used as additional brakes with conventional trains.

2. MATHEMATICAL MODEL.

The theory based on double Fourier Series, [3] seems to offer a reasonable precision while keeping the computation time within acceptable limits. The main assumptions, [3], can be summarized as follows:

a) Inductor iron permeability is infinitely high.

b) The rail (secondary) is divided into a number of thin fictitous layers whose permeability is constant, but iteratively determined, [3].

c) The flux lines flow in the XOY plane only. However the side fringing flux is accounted for by apparently increasing the secondary width by (1÷2) g, where g is the airgap. The inductor and secondary widths are equal.

d) The longitudinal end effect is neglected because of the relatively low goodnes factor of the machine, [3].

e) The inductor m.m.f. is decomposed into double Fourier series:

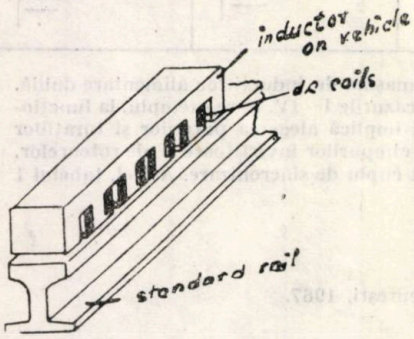


Fig. 1. Linear eddy current rail brake layout.

$$\theta_{\nu,n}=\sum_{\nu}\sum_{n} A_{\nu,n}\cdot e^{j\frac{\nu\pi}{\tau}(x+vt)}\cdot\cos\left|\frac{n\pi z}{2a_e}\right| \qquad (1)$$

where $2a_e=2a+(1\div2)\,g$; $2a$ — secondary width. (2)

The field equations are solved separately for airgap and secondary fictitous layers, [3]. The continuity conditions on the surfaces between neighboring layers provide the equations for the determination of integration constants.

* I. BOLDEA, PH. D. is assistent Professor und M. BABESCU, PH. D. is assistent Lecturer of Electrical Eng. with the Polytechnic Institute „Tr. Vuia“ Timişoara — Roumania.

Finally the braking forces is computed by summing up the contributions of all harmonics, [3]:

$$F_x = \frac{1}{\sigma \cdot V} \sum_{i=1}^{m} \left\{ \sum_{\nu=1,3,\ldots} \sum_{n=1,3,\ldots} \int_0^{2p\tau} dz \int_{-a_e}^{a_e} dx \int_{g+\sum_1^{i-1} d_j}^{g+\sum_1^{i} d_j} (|Ixi|^2 + |Iyi|^2)\, dy. \right. \quad (3)$$

Where V is the speed, σ — secondary electrical conductivity, d_j — thickness of the j-th fictitous layer, m — the number of fictitous layers, J_{Xi}, J_{yi} — the ν, n harmonic components of the secondary current density, τ — inductor pole-pitch, $2p$ — the number of inductor poles.

3. OPTIMAL DESIGN CRITERIA.

The normal force results by Maxwell stresses procedure.

As initial data we consider the airgap, which is limited, by mechanical reasons, to the interval $g=(7\div12)$ mm and the rail width which lies in the interval $2a=(50.0\div75.0)$ *mm*.

It appears reasonable that the optimal solution should be tackled for a given rated speed, V_n.

Within these conditions, we propose as optimal design criteria the coeficients α and β defined as:

a) α (—) maximum braking power (for the speed V_n) per inductor d.c. power input, called braking coefficient.

b) β (daN/kg) — the maximum braking force (for a given, rated, V_n) per inductor weight called weight coefficient.

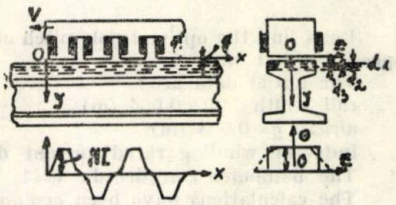


Fig. 2. Mathematical model.

According to [3] and fig. 2 the relation between the pole — m.m.f., NI, and the airgap flux density maximum value, Bgm, can be written as follows:

$$NI = Bgm \cdot B_0 \quad (4)$$

where:

$$B_0 = \frac{\pi^3 (\tau - b)}{32 \mu_0 \tau \left| \sum_{\nu} \sum_{n} \frac{\lambda_0 \sin \frac{n\pi}{2} \cos(\nu\pi b/2\tau)}{\nu^2 n (sh\lambda_0 g + C_0' ch\lambda_0 g)} \right|} \quad (5)$$

and:

$$\lambda_0^2 = \left(\frac{\nu\pi}{\tau}\right)^2 + \left(\frac{n\pi}{2a_e}\right)^2; \quad C_0' - \text{a complex integration constant} \quad (6)$$

The expression of the brake efficiency, α, yields the form:

$$\alpha = \frac{F_x \cdot V_n}{RI^2} \approx \frac{F_x \cdot V_n}{4 \rho_{Al} \cdot (2 a_e + \tau)\, Bgm \cdot p \cdot j_{Al} \cdot B_0} \quad (7)$$

where ρ_{Al} is the inductor material conductivity (the alluminium should be prefered) and j_{Al} is the rated current density in the inductor winding.

For forced cooling, $j_{Al}=(6\div9)$ A/mm^2.

Similarly the weight coeficient, β, is:

$$\beta = F_x / M \quad (8)$$

where

$$M = M_{iron} + M_{Al} \quad (9)$$

Aproximately:

$$M_{iron} \approx 2\, [b h_s (2p+1) + h_j (p\tau + b/2)]\, a \gamma_{iron} \quad (10)$$

and:

$$M_{Al} = 2 h_s p (\tau - b) K_f \gamma_{Al} (2a_e + \tau) \quad 11)$$

with h_s — the primary slot depth:

$$h_s \approx \frac{2\,NI}{j_{Al}\,K_f\,(\tau - b)}; \qquad \frac{b}{\tau} \approx \frac{Bgm}{Bm}. \tag{12}$$

In the above expressions K_f is the slot filling factor, $K_f=(0.6 \div 0.8)$, B_m=the primary core flux density, $B_m=(1.6-1.8)\,T$ $\gamma_{tr\ n}=7.85\times10^3$ kg/m^3 and $\gamma_{Al}=2.48\times10^3$ kg/m^3.

For more clarity, only, the optimal design should refer to 1 m length of inductor.

As independent variable we are choosing the pole pitch, τ, while B_m is a parameter.

Apparently, having two distinct functions of two variables, τ, and B_m, rather standard numerical or analytical procedure would provide the optimal values.

However, in reality, because of the harmonics, such a prodecure would be very extravagant in computation time.

Thus we prefer to plot the curves:

$\alpha=f_1(\tau)$ and $\beta=f_2(\tau)$ with B_m as parameter and finaly locate the optimal values.

It should be pointed out that the two criteria do not necessarily lead to the same optimal value of τ and thus a compromise should be made in the sense that only one criteria is accounted for, or, by interpolating between the two optimal values of τ.

4. NUMERICAL EXEMPLE.

Let's find the optimal pole pitch and pole m.m.f. of a linear eddy current rail brake for a rated speed of 100 m/s.

The initial data are:

rail width: $2a=0.064$ (m)

airgap $g=0.008$ (m)

inductor winding rated current density $\zeta_{Al}=9\cdot10$ A/m^2 (forced cooling).

The hamonics considered: $\nu=1,\ 17,\ 2;\ n=1,\ 17,\ 2.$

The calculations have been acomplished on a FELIX C 256 digital Computer.

The final results are summarized in fig. 3 and fig. 4.

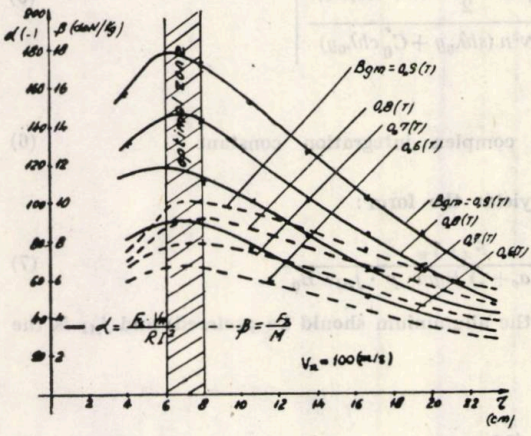


Fig. 3. Optimal criteria versus pole — pitch.

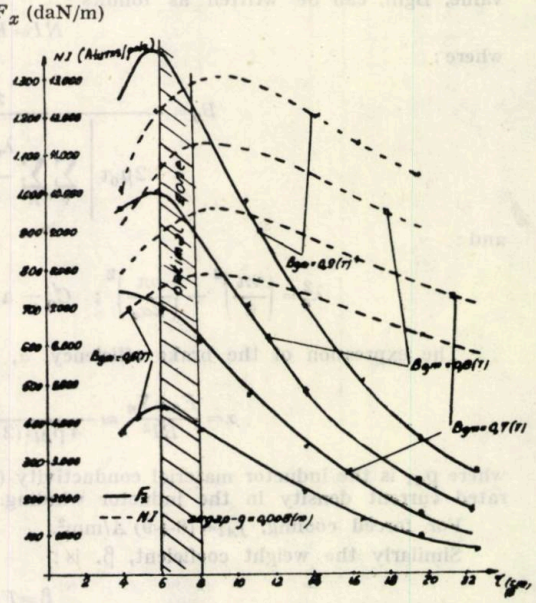


Fig. 4. Braking force/meter length and pole m.m.f.

From fig. 3. it can be observed that the optimal pole pitch given by α and β criteria are slightly different:

$$(\tau)_{\alpha=\alpha_{max}}=0.06\ (\text{m}) \qquad (\tau)_{\beta=\beta_{max}}=0.08\ (m).$$

The braking force per 1 m length of brake and the pole-m.m.f. are given in fig. 4.

Choosing from fig. 3 the optimum pole pitch as $\tau=0.08$ (m), from fig. 4, at $B_m=0.7$ (T), we get NI=9 500 · Ampturns/pole.

The correspondig braking force per 1 meter length of magnet is 610 daN/m, while $\alpha=110$ and $\beta=8$ daN/Kg.

Using the eqn. 7 it results that the d.c. power input is $RI^2 = F \cdot V/\alpha = \frac{6\,100 \cdot 100}{110} = 5\,545$ $W =$ =5,545 KW (13).

The above performance can be considered extremelly favourable. Now that the optimal pole pitch is $\tau=(0.06 \div 0.08)$ m and the length of brake is generally *greater than 1 m, it becomes clear that the longitudinal end effect can really be neglected.* Thus the braking and normal force exhibit uniform longitudinal (OX) distribution.

The forced cooling, may prove unnecessary if the braking period is short (60÷90 seconds), that is very short-duty charge. However if the current density is choosen lower (4−6 A/mm²) the brake cooling may be avoided at the price of a heavier and more expensive brake.

The braking force Fx and the normal force (Fy) against speed at constant m.m.f. are plotted in fig. 5.

The braking force is more than 50% of the rated value within a large speed range (10÷130) m/s.

From the 10 m/s up, the normal (atraction) force becomes low enough because of the eddy current repulsion.

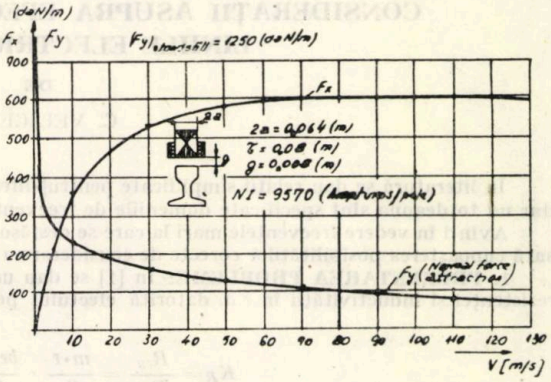


Fig. 5. Braking and normal forces/meter length, against speed.

The normal forces are much lower, than those obtained with the french brake, [1], because of our optimal pole pitch choise.

Conclusion. The paper proposes two optimal criteria for the optimal design of linear eddy current rail brakes.

The analysis is based on a multilayer (theory proposed by these authors and validated by tests,) which takes into account transverse edge effect, saturation and skin effect of the rail-secondary.

The numerical exemple on a full size rail brake shows that the newly proposed criteria lead to very satisfactory performance.

It appears that the linear eddy-current rail brakes are very suited as additional brakes (for high speeds especially) with the conventional trains.

REFERENCES

1. Pouillet, P. „Experiments by the SNCF with eddy current brake", R.G. des Ch. de Fer. No. 3, 1974.
2. Wiart, A. and Machefert-Tassin, Y. „Linear eddy current rail brakes". R.G.E. vol. 82, No. 5, 1973 pp. 356−358.
3. Boldea, I. and Babescu, M. „Multilayer theory of d.c. linear brakes with solid iron secondary".
   Proc. I.E.E., vol. 123, No. 3, 1976 pp. 220−222.

Buletinul ştiinfiţic şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

CONSIDERAŢII ASUPRA EFECTULUI PELICULAR LA LINIILE ELECTRICE AERIENE

DE

C. VELICESCU

În literatură se dau relaţii simplificate pentru diferite moduri de considerare a efectului pelicular, dar nu totdeauna sînt specificate domeniile de frecvenţă pentru care sînt acceptate aceste relaţii.

Avînd în vedere frecvenţele mari la care se desfăşoară procesele tranzitorii de comutaţie este necesară cunoaşterea posibilităţilor corecte de considerare a efectului pelicular.

1. **PREZENTAREA PROBLEMEI** În [1] se dau următoarele relaţii de calcul pentru modificarea rezistenţei şi inductivităţii în *c.a.* datorită efectului pelicular:

$$K_R = \frac{R_{ca}}{R_{cc}} = \frac{m \cdot r}{2} \cdot \frac{ber \cdot bei' - bei \cdot ber^2}{(ber')^2 + (bei')^2} \tag{1}$$

$$K_L = \frac{L_{ca}}{L_{cc}} = \frac{4}{mr} \cdot \frac{bei \cdot bei' + ber \cdot ber'}{(ber')^2 + (bei')^2} \tag{2}$$

unde: $m = \sqrt{\frac{\omega\mu_0}{\rho}}$, r şi ρ fiind raza, respectiv rezistivitatea conductorului, $ber = Re\{J_0(j\sqrt{j}\, mr)\}$, $bei = Im\{J_0(j\sqrt{j}\, mr)\}$ sînt partea reală, respectiv imaginară a funcţiei Bessel de speţa întîi, ordinul zero de argument imaginar. Cu apostrof s-au marcat derivatele acestor funcţii.

Fiind cunoscute dezvoltările în serii exponenţiale pentru funcţia Bessel, (1) şi (2) sau rezultate exacte, valori care se vor considera de referinţă pentru K_R şi K_L. Pentru valori mai mari, $m \cdot r > 2{,}4$ seriile exponenţiale nu mai sînt convergente sau dau erori foarte mari.

Autorul îşi propune să determine relaţii de calcul pentru funcţia Bessel de speţa unu, ordinul zero şi apoi prin confruntarea rezultatelor cu cele obţinute cu relaţiile simplificate date în [3]—[5], să recomande domeniile de frecvenţă pentru care acestea sînt valabile.

2. **DETERMINAREA RELAŢIILOR DE CALCUL** Cunoscînd formele limită ale funcţiilor Bessel pentru creşterea nelimitată a argumentului, [2], de forma:

$$J_\nu(z) \cong \sqrt{\frac{2}{\pi z}} \cos\varphi \tag{3}$$

se fac toate dezvoltările necesare pentru exprimarea lor matematică. În final se obţin următoarele relaţii utilizabile pentru cazul $\nu = 0$.

$$ber = 0{,}399\,(mr)^{-1/2} \cdot \left[A \cdot \cos\left(B + \frac{5\pi}{8}\right) + A^{-1} \cdot \cos\left(B - \frac{\pi}{8}\right)\right] \tag{4}$$

$$bei = 0{,}399\,(mr)^{-1/2} \cdot \left[A^{-1} \cdot \sin\left(B - \frac{\pi}{8}\right) - A \cdot \sin\left(B + \frac{5\pi}{8}\right)\right]$$

$$ber' = -0{,}5 \cdot (mr)^{-1} \cdot ber + 0{,}399\,(mr)^{-1/2} \cdot \left[A^{-1} \cdot \cos\left(B + \frac{5\pi}{8}\right) - A\cos\left(B + \frac{3\pi}{8}\right)\right]$$

$$bei' = -0{,}5\,(mr)^{-1} \cdot bei + 0{,}399\,(mr)^{-1/2} \cdot \left[A^{-1} \cdot \cos\left(B - \frac{3\pi}{8}\right) + A \cdot \cos\left(B + \frac{3\pi}{8}\right)\right] \cdot$$

Semnificația notațiilor suplimentare este :

$$z=u+jv,\ j\varphi=-v+j\left[u-\left(v+\frac{1}{2}\right)\frac{\pi}{2}\right],\ A=\exp(-0{,}705\ mr)$$

și $B=0{,}705\ mr=-\ln A$

Relațiile (4) fac acum utilizabile relațiile (1) și (2) și în domeniul frecvențelor mari.

În [3] se dă în transformată Laplace următoarea relație pentru calculul impedanței longitudinale a conductorului liniei aeriene.

$$Z_{ii}=L_{ii}p+d_{ii}p^{1/2}+a_{ii} \tag{5}$$

unde termenii L_{ii}, d_{ii} și a_{ii} au diferite forme de exprimare funcție de domeniul în care se află frecvența.

Separînd partea reală din (5) și neglijînd influența pămîntului se obține relația de calcul a rezistenței :

$$R_{ca}=Re\{Z_{ii}\}=\frac{\rho}{4\pi r^2}+\frac{\sqrt{\mu_0\omega\rho}}{2\pi r}\cdot\frac{\sqrt{2}}{2} \tag{6}$$

sau

$$K_{RS}=\frac{R_{ca}}{R_{cc}}=0{,}25+0{,}354\ mr. \tag{7}$$

Făcînd un lucru similar și pentru inductivitate se obține :

$$K_{LS}=\frac{4}{mr}\cdot\frac{\sqrt{2}}{2}. \tag{8}$$

O primă remarcă rezultă din (7) și (8) observînd că indiferent de domeniul de variație a frecvenței relația de calcul este aceeași pentru considerarea efectului pelicular.

Se poate considera o formă tubulară pentru conductorul de OL—Al al liniilor electrice fără a introduce o eroare mare de principiu avînd în vedere participarea nesemnificativă a oțelului la conducție.

În [4] pentru cazul conductorului tubular se dă

$$K_{RT}=1+1{,}5\cdot 10^{-7}\left(\frac{\delta\cdot f}{2\cdot r\cdot R_{cc}}\right)^2 \tag{9}$$

unde δ este grosimea radială a tubului și f frecvența.

Avînd în vedere construcția conductorului din funii împletite și suprapuse în straturi în [5] se dă următoarea relație finală de calcul pentru mărirea rezistenței în *c.a.* :

$$K_{RF}=\frac{2{,}25\cdot m\cdot\rho}{\sqrt{2}\cdot\pi\cdot r\,(2+n)\,R_{cc}} \tag{10}$$

unde singura mărime nou introdusă este n, reprezentînd numărul de funii de pe stratul exterior.

3. **REZULTATE OBȚINUTE** Pentru compararea rezultatelor s-a considerat cazul conductorului de $OL-Al$ de 450/75 mm², $2r=29{,}25$ mm, $\rho=29{,}4\cdot10^{-9}\ \Omega m$ și avînd 27 de funii pe stratul exterior.

S-a întocmit un program de calcul pentru exprimarea mărimilor anterior introduse K_R, K_L, K_{RS}, K_{RT}, K_{RF}, K_{LS}.

Rezultatele obținute sînt prezentate în fig. 1.

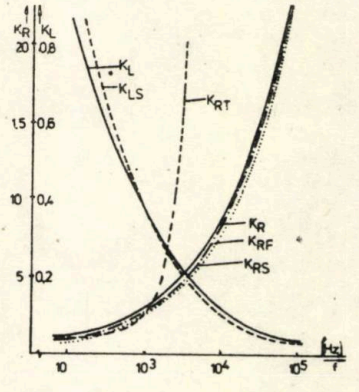


Fig. 1. Variația coeficienților de modificare a rezistenței și inductivității.

4. **CONCLUZII** Pentru conductorul considerat relațiile deduse (4) față de valorile tabelate ale funcțiilor Bessel [2] dau la 400 Hz erori sub 3%, iar pe măsură ce frecvența crește aceste erori scad sub 1%. Avantajul constă tocmai în obținerea valorilor corecte pentru domenii de frecvență neacoperite de tabelăriile funcțiilor Bessel.

În ce privește considerarea efectului pelicular se remarcă în primul rînd o bună concordanță dintre K_R și K_{RS} cu diferențe sub 1% peste 400 Hz. În ceea ce privește considerarea conductorului ca fiind tubular rezultatele arată că acest lucru este acceptabil pînă la 200 Hz, în continuare erorile cresc foarte repede. Considerarea conductorului fascicular dă rezultate bune, eroare sub 3%, pentru frecvențe peste 3kHz, iar între 1,6 și 3,2 kHz erorile sînt de aproximativ 5—6%, crescînd apoi pentru frecvențele joase.

Pentru inductivitatea interioară a conductorului, cele două moduri de considerare a efectului pelicular K_L și K_{LS} sînt în bună concordanță peste 500 Hz, cu erori foarte mici în domeniul frecvențelor mari.

Pentru frecvența industrială, atît pentru rezistență cît și pentru inductivitate, sînt recomandate relațiile care dau pe K_R și K_L, singura posibilitate care poate fi luată în considerare este K_{RT} care dă o eroare de 3,6%.

BIBLIOGRAFIE

1. Stevenson W. D. : Elements of Power System Analysis, Mc.Graw-Hill, New-York, 1962, pp. 76—92.
2. Angot A. : Complemente de matematici pentru inginerii din electrotehnică și din telecomunicații, Ed. Tehnică 1965.
3. Tran K. D, Robert J. : New Study of Parameters of EHV Multiconductor Transmisson Lines with Earth Return, IEEE Transactions on PAS, v. 91, nr. 2, 1972, pp. 452—459.
4. Zaleski, A. M, : Transportul energiei electrice, București, Editura tehnică, 1951.
5. Galloway R. H., Shorrocks W. B., Wedepohl L.M. : Calculation of Electrical Parameters for Short and Long Polyphase Transmission Lines, Proc. I.E.E. 112 (11) London 1965, pp. 2051—2119.

THE CONSIDERATIONS ABOUT THE SKIN EFFECT ON THE OVERHEAD TRANSMISSON LINES

ABSTRACT

The author presents mathematical formulas to calculate the skin effect for any frequence and compares the results with thouse presented in references.

Buletinul ştiinfiţic şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

EXCITAŢIA PE DOUĂ AXE CA MIJLOC DE LĂRGIRE A DOMENIULUI DE FUNCŢIONARE STABILĂ A GENERATOARELOR SINCRONE

DE

V. DUŞA

1. INTRODUCERE

Pierderea stabilităţii funcţionării unui generator sincron cuplat la un sistem energetic impune limitarea domeniului de funcţionare a acestuia la valori cu mult sub acelea impuse de solicitările materialelor active (înfăşurări, miez magnetic, arbore, etc) [1], [2].

O metodă de mărire a domeniului de funcţionare stabilă a generatoarelor sincrone cît mai aproape de limitele impuse de solicitările materialelor active este divizarea înfăşurărilor de excitaţie şi reglajul excitaţiei [3], [4], [5], [6], [7].

2. LIMITELE DE FUNCŢIONARE STABILĂ A GENERATOARELOR SINCRONE CU EXCITAŢIE PE DOUĂ AXE.

În lucrarea de faţă se stabilesc vitezele de reglaj necesare păstrării funcţionării stabile a generatorului sincron cu excitaţie pe două axe, pînă la unghiuri de sarcină de 180°.

Presupunem un generator sincron cu două înfăşurări de excitaţie : o înfăşurare dispusă după axa d (ca şi în cazul generatoarelor sincrone de construcţie obişnuită) parcursă de curentul i_{Ed} şi o înfăşurare dispusă după axa q parcursă de curentul iE_q. Diagrama fazorială a unui astfel de generator este prezentată în figura 1.

Expresia puterii electromagnetice (P) pentru un astfel de generator în situaţia neglijării anizotropiei magnetice a rotorului şi considerînd că cele două înfăşurări sînt identice, este (3) :

$$P=\frac{U}{X}\cdot(U_{eEd}\sin\delta+U_{eEq}\cos\delta) \tag{1}$$

sau

$$P=\frac{U}{X}\cdot U_{eE}\sin\beta \tag{2}$$

unde :

$$U_{eE}=\sqrt{U_{eEd}^2+U_{eEq}^2}\;;\;\beta=\delta+\alpha \tag{3}$$

Semnificaţia notaţiilor din relaţiile (1), (2) şi (3) rezultă din figura 1.

Ecuaţia de mişcare pentru generatorul sincron cu excitaţie pe două axe (6) fiind identică cu ecuaţia de mişcare a generatorului de construcţie obişnuită, pentru aprecierea stabilităţii statice a acestor generatoare se va folosi acelaşi criteriu $\frac{dP}{d\delta}>0$ ca în cazul generatoarelor de construcţie obişnuită, cu remarca că, unghiul δ defineşte poziţia rotorului faţă de axa cîmpului rezultant din întrefier dar nu este unghiul de sarcină (vezi fig. 1).

Derivînd pe (1) în raport cu δ rezultă :

$$\frac{dP}{d\delta}=\frac{U}{X}\left[\frac{dU_{eEq}}{d\delta}+U_{eEd}+\left(\frac{dU_{eEd}}{d\delta}-U_{eEq}\right)\operatorname{tg}\delta\right]\cos\delta \tag{4}$$

La funcţionarea staţionară a generatorului sincron se preconizează ca axa d să se menţină pe direcţia axei cîmpului rezultant din întrefier (3), ceea ce se obţine cînd amplitudinea puterii electromagne-

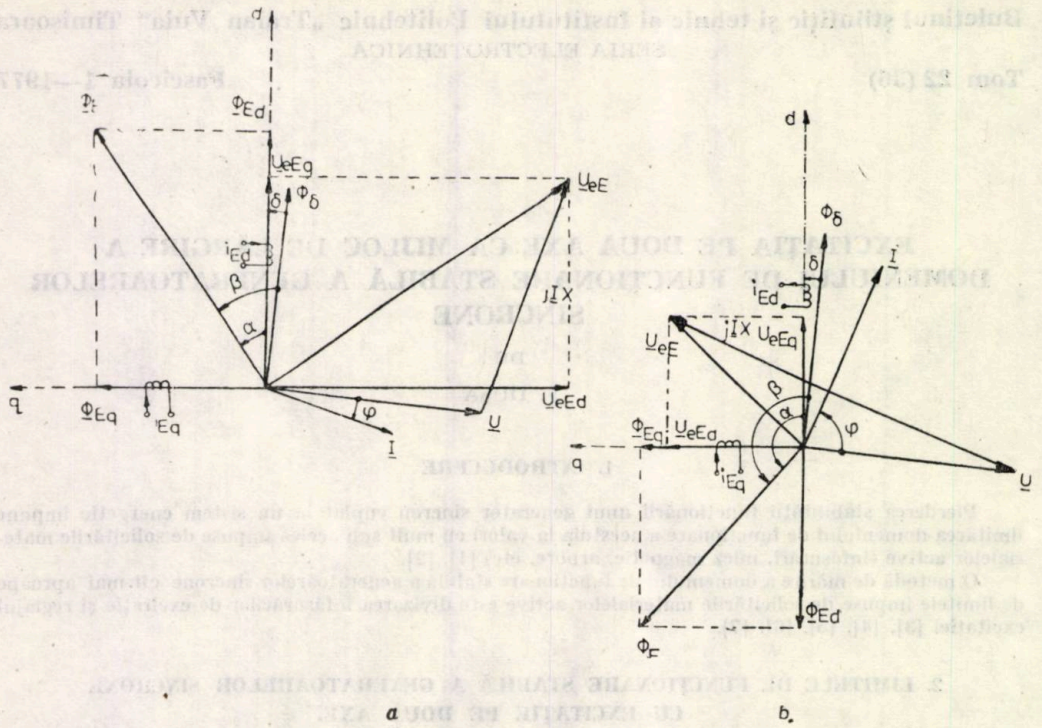


Fig. 1. Diagrama de fazori a generatorului sincron cu excitație pe două axe :
a — în regim inductiv; *b* — în regim capacitiv; U — tensiunea la borne; U_{eE} — t.e.m. indusă de cîmpul de excitație rezultant $\varnothing_E$; U_{eEd} — t.e.m. indusă de cîmpul de excitație $\varnothing_{Ed}$ al înfășurării după axa (*d*) ; U_{eEq} — t.e.m indusă de cîmpul de excitație $\varnothing_{Eq}$ al înfășurării după axa q; $\varnothing_\delta$ — cîmpul din întrefier; β — unghiul de sarcină; δ — unghiul geometric; α — unghiul electric.

tice datorate înfășurării de pe axa q $\left(\frac{U}{X}\ U_{eEq}\right)$ este egală cu puterea mecanică la arbore. În acest caz rezultă :

$$\delta \cong 0\ ;\quad \cos\delta \cong 1\ ;\quad \operatorname{tg}\delta \cong 0 \tag{5}$$

Din (4) în condițiile (5) rezultă $\frac{dP}{d\delta} > 0$ dacă :

$$\frac{dU_{eEq}}{d\delta} > -U_{eEd}. \tag{6}$$

La funcționarea staționară a generatorului, cu toate că unghiul geometric $\delta \cong 0$ prin modificarea unghiului electric α, care depinde de valorile și sensul curenților i_{Ed} și i_{Eq}, unghiul de sarcină β poate lua valori cuprinse în intervalul (0...180) (vezi fig. 1).

În acest domeniu se disting următoarele cazuri semnificative :

a) $0 \leqslant \beta < 90°$ cînd $U_{eEd} > 0$ ($\varnothing_{Ed}$ are sensul axei *d*)

$$\frac{dP}{d\delta} > 0$$ și în lipsa reglajului t.e.m. U_{eEq}

b) $\beta = 90°$ cînd $U_{eEd} = 0$

$$\frac{dP}{d\delta} > 0 \text{ dacă } \frac{dU_{eEq}}{d\delta} > 0 \tag{7}$$

c) $90° < \beta \leqslant 180°$ cînd $U_{eEd} < 0$ ($\varnothing_{Ed}$ are sens contrar axei d)

$$\frac{dP}{d\delta} > 0 \text{ dacă } \frac{dU_{eEq}}{d\delta} > U_{eEd}. \tag{8}$$

Astfel s-a stabilit viteza de reglaj $\left(\frac{dU_{eEq}}{d\delta}\right)$ necesară păstrării funcționării stabile a generatorului pentru diferite valori ale unghiului de sarcină cuprinse între 0 și 180°.

3. CONCLUZII

— Din (6) rezultă că pentru păstrarea funcționării stabile a generatorului cu excitație pe două axe cînd în regim staționar $\delta \cong 0$, este necesară exercitarea unui reglaj funcție de abaterea $\Delta\delta$ numai asupra înfășurării dispuse după axa q.

— La unghiuri de sarcină $\beta < 90°$, generatorul se stabilizează în mod natural întocmai ca generatoarele de construcție obișnuită.

— La unghiuri de sarcină $\beta > 90°$ pentru menținerea funcționării stabile a generatorului este necesar reglajul *t.e.m.* U_{eEq}. Spre deosebire de generatoarele de construcție obișnuită la care viteza de reglaj $\left(\frac{dU_{eE}}{d\delta}\right)$ depinde de unghiul de sarcină și este proporțională cu cotangenta acestuia (1.p.284), $\left(\frac{dU_{eE}}{d} \rightarrow \right.$ $\left. \rightarrow \infty \text{ cînd unghiul de sarcină } \rightarrow (180°)\right)$, în acest caz viteza de reglaj depinde numai de valoarea *t.e.m.* U_{eEd} (vezi relația 8).

Deci generatoarele cu excitație pe două axe, care în regim stabilizat respectă condițiile (5), pot funcționa în domeniul $0 \leqslant \beta \leqslant 180°$.

BIBLIOGRAFIE

1. Crișan O. Sisteme electrice. Regimuri staționare simetrice normale, Litografia I.P.T., 1970.
2. Dimo P. ș.a. Calculul și proiectarea sistemelor electroenergetice, Editura tehnică, București, 1971.
3. Dobraniș A. și Măgureanu R.: Îmbunătățirea stabilității sistemelor energetice prin utilizarea generatoarelor sincrone cu excitație pe două axe, Energetica, nr. 6, 1973.
4. Hamdi-Sepen C. Procedé de stabilisation de la machine synchrone en régime transitore, R.G.E., n° 1, Tome 75, 1966.
5. Hamdi-Sepen C. Sur une possibilité d'augmenter la puissance limite transmissible par une ligne de transport d'énergie, R.G.E., n° 10, 1959.
6. Subramaniam P. și Malik O. P.: Dynamic-stability analysis of d.w.r. synchronous generator with feedback-stabilised voltage and angle regulators, Proceedings of I.E.E., nr. 12, vol. 118, 1971.
7. M. Bolvinic, Iu. Sakarian: Upravliaemaia maşina peremenovo toka, Izd. Nauka, Moskva, 1969.

L'EXCITATION SUR DEUX AXES COMME MOYEN D'ÉLARGISSEMENT DU DOMAINE DE FONCTIONNEMENT STABLE DES GÉNÉRATEURS SYNCHRONES

RÉSUMÉ

Le domaine de fonctionnement des générateurs synchrones est limité par la perte de la stabilité. La division d'enroulement d'excitation des générateurs donne la possibilité du fonctionnement stable de ceux-ci, jusqu'aux angles de charge de 180°, par un règlage correspondant de l'excitation d'après l'axe q.

Buletinul ştiinfiţic şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

GENERAREA NUMERELOR PSEUDOALEATOARE CU LEGE DE DISTRIBUŢIE SIMETRICĂ

DE

E. PETRIU, I. NAFORNIŢĂ

Faţă de generatoarele de semnal aleatoare, generatoarele de semnale pseudoaleatoare au avantajul de a putea repeta secvenţa generată. Datorită acestei calităţi generatoarele pseudoaleatoare sînt frecvent folosite în practica experimentală.

Cele mai simple şi mai cunoscute generatoare de numere pseudoaleatoare sînt registrele de deplasare cu reacţie [1], [2]. Ele furnizează secvenţe pseudoaleatoare binare avînd o distribuţie uniformă.

O problemă mai dificilă a reprezentat-o găsirea unor metode de generare a numerelor aleatoare cu alte distribuţii decît cea uniformă. O soluţie cu caracter general a fost dată în [3] prin elaborarea unui algoritm de generare a numerelor pseudoaleatoare avînd legea de distribuţie la latitudinea utilizatorului. Conform acestui algoritm, denumit „conditional bit sampling method“, generarea se face prin asamblarea numerelor bit cu bit, începînd de la bitul cel mai semnificativ. În acest scop se pleacă de la o sursă de numere pseudoaleatoare cu distribuţie uniformă. Pentru asamblarea fiecărui bit se compară cîte un număr generat de această sursă cu conţinutul unei anumite adrese dintr-o tabelă de constante specifică distribuţiei impuse.

Dacă se asamblează cîte „m“ biţi se asigură generarea unor numere aleatoare în domeniul $[0,2^m-1]$. În acest caz „tabela probabilităţilor de condiţionare“ are 2^m-1 adrese.

În prezenta lucrare se propune o modificare a algoritmului de asamblare bit cu bit, pentru cazul în care distribuţiile impuse sînt simetrice. Modificarea asigură reducerea dimensiunii „tabelei probabilităţilor de condiţionare“ la jumătate.

Această reducere devine avantajoasă în cazul implementării „hardware“ a algoritmului. Se asigură astfel înjumătăţirea memoriei fixe (R.O.M) necesară pentru tabela probabilităţilor de condiţionare.

Mecanismul algoritmului general de asamblare bit cu bit este prezentat în fig. 1 pentru cazul generării de numere pseudoaleatoare de cîte 3 biţi. Numerele generate sînt formate din biţii „$x_1\ x_2\ x_3$“, x_1 fiind bitul cel mai semnificativ. Cu „U“ s-a notat numărul subunitar pseudoaleator cu distribuţie uniformă. Cu $P1, P2, \ldots, P7$ s-au notat „probabilităţile de condiţionare“. În cazul general pentru asamblarea bitului „x_i“, „U“ se compară cu probabilitatea P_k unde $k=2^{i-1}+\sum_{j=1}^{i-1} x_j \cdot 2^{i-1-j}$. Dacă distribuţia impusă este simetrică rezulrtă imediat :

$$P3=1-P2,\ P6=1-P5,\ P7=1-P4.$$

Rezultă deci că pentru caracterizarea legii de repartiţie simetrică pentru numere de 3 biţi nu sînt necesare toate cele $2^3-1=7$ valori ale probabilităţiilor de condiţionare ci doar $2^{3-1}=4$ valori: P_1P_2, P_4, P_5

În cazul distribuţiilor simetrice pentru asamblarea bitului „x_i“, U se va compara deci cu probabilitatea P_k sau $1-P_k$ după cum x_1 este „0“ sau „1“. Lui x_i i se atribuie valoarea „1“ sau „0“ după cum U este mai mare sau mai mic. Indicele probabilităţii de condiţionare cu care se face comparaţia va fi:

$$k=2^{i-1}+\sum_{j=1}^{i-1}(x_j \oplus x_1)\cdot 2^{i-1-j}.$$

În fig. 2 este prezentată organigrama algoritmului propus. Se utilizează doar adresele g, 2, 4, 5 etc ..., corespunzătoare indicilor probabilităţilor de condiţionare din partea stîngă a 1rafului din fig. 1.

Utilizîndu-se algoritmul descris s-a realizat practic un generator de numere pseudoaleatoare cu distribuţie gaussiană, de cîte 6 biţi. (fig. 3.) În acest scop s-a plecat de la un registru de deplasare cu reacţie cu 10 ranguri.

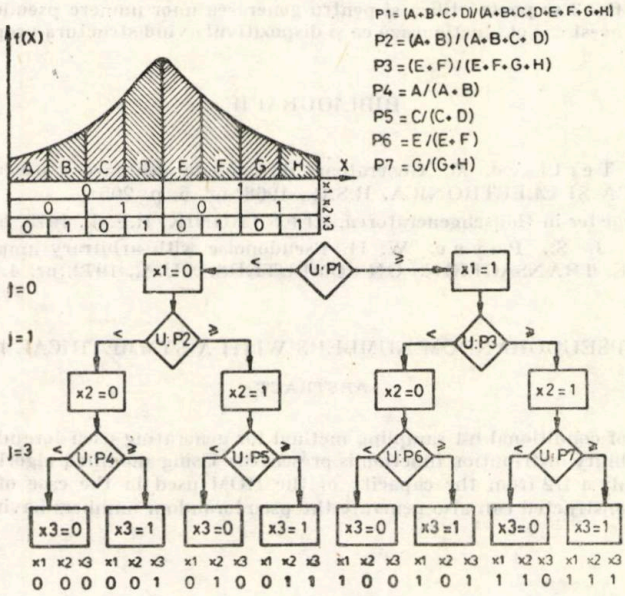


Fig. 1.

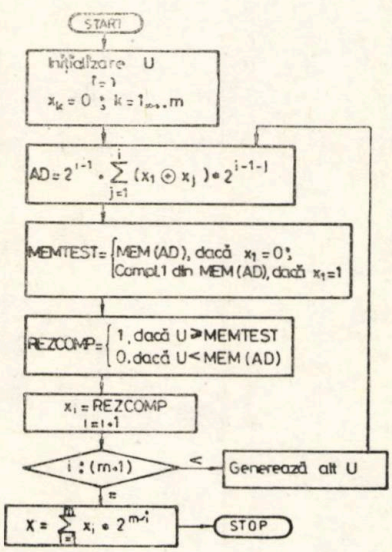


Fig. 2.

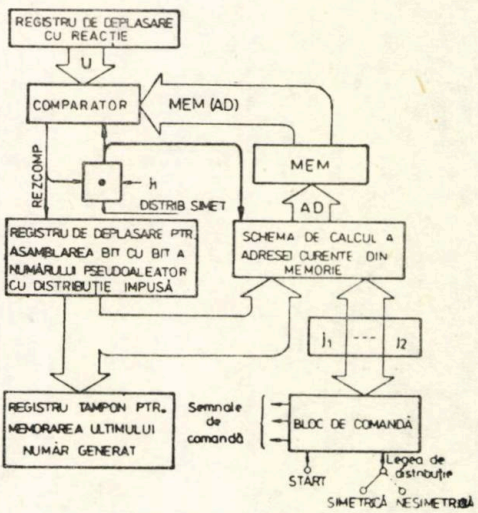


Fig. 3.

Memoria fixă pentru probabilităţile de condiţionare are o capacitate de 32 cuvinte de cîte 7 biţi şi a fost realizată cu diode. Pentru generarea unui număr aleator de 6 biţi sînt necesare 15 tacte.

Comparativ cu structura propusă în [3] structura din fig. 3 are în plus logica de complementare a cuvîntului citit din memorie, dar prezintă avantajul că în cazul distribuţiilor simetrice necesită o memorie fixă avînd doar jumătate din capacitatea memoriei cerute de prima structură. Dispozitivul realizat avînd structura din fig. 3 se poate utiliza şi pentru generarea unor numere pseudoaleatoare cu distribuţii nesimetrice. În acest caz el funcţionează ca şi dispozitivul avînd structura propusă în [3].

BIBLIOGRAFIE

1. Ionescu, G., Tertişco, M. Generatoare de semnale aleatoare şi pseudoaleatoare, AUTOMATICA ŞI ELECTRONICA, R.S.R., 1968, nr. 5, p. 205.
2. Schieberegister in Rauschgeneratoren, ELEKTRONIK, R.F.G., 1975, br. 5, p. 79.
3. Sobolewski, J. S., Payne, W. H. Pseudonoise with arbitrary amplitude distribution, I.E.E.E. TRANSACTIONS ON COMPUTERS, S.U.A., 1972, nr. 4, p. 337.

GENERATING PSEUDORANDOM NUMBERS WITH A SYMMETRICAL DISTRIBUTION

ABSTRACT

A modification of conditional bit sampling method for generating pseudorandom numbers having a symmetrical probability distribution function is presented. Using modified algorithm, in the case of symmetrical p.d.f. only a 1/2 from the capacity of the ROM used in the case of lop-sided p.d.f., is neded. The devices constructed can also generate the pseudorandom numbers having a lop-sided p.d.f.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

ASUPRA IDENTIFICĂRII PROCESELOR LINIARE INVARIATE FUNCŢIONÎND ÎN CIRCUIT ÎNCHIS

DE

ŞT. PREITL

1. Identificarea proceselor liniare invariante funcţionînd în circuit închis poate fi făcută fără a întrerupe şi perturba esenţial funcţionarea normală a procesului cu ajutorul semnalelor aleatoare suprapuse peste mărimi de funcţionare normală (fig. 1). Modelul matematic asociat procesului poate fi determinat fie în domeniul timp fie în domeniul frecvenţă, caz în care se utilizează caracteristicile spectrale ale unor mărimi din proces (funcţia de densitate spectrală de putere $FDS\ S_{aa}(j\omega)$ şi funcţia de densitate interspectrală de putere $FDIS\ S_{ab}(j\omega)$) [1]. Pentru obţinerea unor rezultate corecte şi a unor relaţii de estimare cît mai simple, semnalele aleatoare de testare $v(t)$ (în fig. 1 suprapus peste mărimea $c(t)$) trebuie să îndeplinească o serie de cerinţe [2], [3]. Cunoaşterea funcţiei de transfer (FDT) a regulatorului $G_R(s)$ şi a caracteristicilor spectrale a semnalului de testare $v(t)$ conduc la relaţii relativ simple pentru estimarea FDT a procesului [4]. Dacă însă $v(t)$ nu este măsurabil nemijlocit sau/şi $G_R(s)$ nu este cunoscut, estimarea lui $G_P(s)$ devine dificilă, necesitînd şi un număr sporit de măsurători [1], [3], [5], [6]. În lucrare se prezintă relaţiile de estimare a lui $G_R(j\omega)$ ce se obţin prin rezolvarea sistemului de ecuaţii neliniare ce descriu fenomenele spectrale din sistem, pentru cazul în care $G_R(s)$ se presupune cunoscut dar $v(t)$ nu este măsurabil nemijlocit.

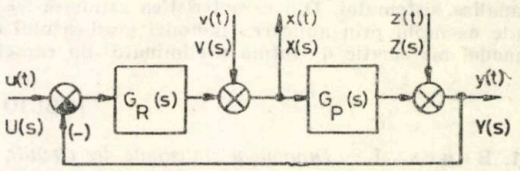


Fig. 1.

2. Pentru cazul în care $v(t)$ nu este măsurabil nemijlocit dar este independent *d.p.d.v.* statistic de semnalul perturbator $z(t)$, identificarea procesului poate fi făcută efectuînd măsurători spectrale asupra mărimilor $x(t)$ şi $y(t)$ [3]. Sînt valabile următoarele relaţii :

$$Y_{(s)} = \frac{G_P(s)}{1+G_P(s)\,G_R(s)}\,V_{(s)} + \frac{1}{1+G_P(s)\,G_R(s)}\,Z_{(s)} \tag{1}$$

$$X_{(s)} = \frac{1}{1+G_P(s)\,G_R(s)}\,V_{(s)} - \frac{G_P(s)}{1+G_P(s)\,G_R(s)}\,Z_{(s)}.$$

Notînd $G(s)=1+G_R(s)\,G_P(s)$, expresiile FDS şi $FDIS$ rezultă :

$$S_{yy}(j\omega)=\frac{|G_p(j\omega)|^2}{|G(j\omega)|^2}\,S_{vv}(j\omega)+\frac{1}{|G(j\omega)|^2}\,S_{zz}(j\omega)$$

$$S_{xx}(j\omega)=\frac{1}{|G(j\omega)|^2}\,S_{vv}(j\omega)+\frac{|G_R(j\omega)|^2}{|G(j\omega)|^2}\cdot S_{zz}(j\omega) \tag{2}$$

$$S_{xy}(j\omega)=\frac{G_P(j\omega)}{|G(j\omega)|^2}\,S_{vv}(j\omega)-\frac{G_R^*(j\omega)}{|G(j\omega)|^2}\,S_{zz}(j\omega)$$

* — notaţia pentru mărimea complex conjugată.

Utilizarea relației de identificare pentru procesul funcționînd în circuit deschis [2] conduce în acest caz la rezultate eronate:

$$G_{Pe}(j\omega)=\frac{S_{xy}(j\omega)}{S_{xx}(j\omega)}=\frac{G_P(j\omega)\cdot S_{vv}(j\omega)-G_R^*(j\omega)\,S_{zz}(j\omega)}{S_{xx}(j\omega)+|G_R(j\omega)|^2\cdot S_{zz}(j\omega)}\neq G_P(j\omega). \tag{3}$$

Ca urmare identificarea corectă a procesului necesită rezolvarea sistemului de ecuații neliniare (2); prin gruparea corespunzătoare a ecuațiilor se obține estimarea caracteristicii de frecvență a procesului $\tilde{G}_P(j\omega)$:

$$\tilde{G}_P(j\omega)=\frac{S_{xy}(j\omega)+G_R^*(j\omega)\cdot S_{yy}(j\omega)}{S_{xx}(j\omega)+G_R^*(j\omega)\cdot S_{xy}(j\omega)}=|\tilde{G}_P(j\omega)|\cdot\exp(-j\varphi_P). \tag{4}$$

Mai mult, se pot determina și expresii pentru calculul FDS al mărimilor $v(t)$ și $z(t)$, considerate nemăsurabile nemijlocit:

$$S_{vv}(j\omega)=S_{xx}(j\omega)+|G_R(j\omega)|^2\,S_{yy}(j\omega)+2Re\{G_R(j\omega)\cdot S_{xy}(j\omega)\}$$

$$S_{zz}(j\omega)=|G_P(j\omega)|\,S_{xx}(j\omega)+S_{yy}(j\omega)-2Re\{G_R^*(j\omega)\cdot S_{xy}(j\omega)\}. \tag{5}$$

3. Relația de estimare (4) obținută prin rezolvarea sistemului de ecuații neliniare (2) poate constitui un ajutor prețios în estimarea corectă a caracteristicii de frecvență a procesului $G_P(j\omega)$ în cazurile în care $G_R(s)$ este cunoscut dar $v(t)$ nu este accesibil măsurătorilor nemijlocite; relațiile (5) permit chiar determinarea proprietăților spectrale atît a lui $v(t)$ cît și a lui $z(t)$, ceea ce este util în analiza sistemului. Din caracteristica estimată $\tilde{G}_P(j\omega)$, se poate determina apoi FDT a procesului (de exemplu prin aplicarea metodei gradientului conjugat, pentru determinarea parametrilor unui model matematic de formă preliminată din caracteristicile de frecvență experimentale).

BIBLIOGRAFIE

1. Benes, J.: „*Dinamique statistique des circuits de régulation*", Dunod éditeur, Paris, 1964.
2. Penescu, C. ș.a.: „*Identificarea experimentală a proceselor automatizate*", Cap. 5, Ed. Tehnică, București, 1970.
3. Preitl, Șt.: „Unele aspecte ale identificării experimentale „on-line" a proceselor utilizînd semnale de testare aleatoare", Sesiunea de comunicări tehnico-științifice a Uzinei Electromotor Timișoara, 26 decembrie 1973.
4. Leonhard, W., „*Statistische analyse linearer Regel-systeme*", B.G. Teubner, Stuttgart, 1973.
5. Rödder, P.: „Statistischer Fehler bei der Systemidentifizierung im geschlossenen Regelkreis" Regelungstechnik, 22 (1974) H. 9, p. 282–283, R.F.G.
6. „Cercetări teoretice și experimentale privind comanda și automatizarea sistemelor de transport cu motoare liniare" — Contract de cercetare științifică IPTVT-MICMG/MICMUE nr. 2/1954/1972-(EAM) I.P.T.V. Timișoara, 1972.

ON IDENTIFICATION OF INVARIABLE LINIAR PROCESSES FUNCTIONING ÎN CLOSED CIRCUIT

SUMMARY

Paper presents the calculus relationships made for identification of invariable liniar processes functioning in closed circuit utilising random signals; relations are expressed in frequency range.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

DEFINIREA OPERATORULUI DENSITĂŢII SPECTRALE

ŞT. GÂRLAŞU

În operaţiile de analiză frecvenţială a sistemelor liniare, cu mai multe terminale, se impune găsirea unei metode simplificatoare care să exprime legătura dintre funcţiile de densitate spectrală de putere a semnalelor la diversele terminale, sau ale unor semnale din interiorul elementului liniar, în funcţie de transmitanţele parţiale ale sistemului, fără a mai utiliza funcţiile de corelaţie.

Funcţia de densitate spectrală proprie de putere $G_{xx}(jv)$ şi respectiv funcţia de densitate spectrală mutuală de putere $G_{xy}(jv)$. sînt definite prin intermediul funcţiilor de autocorelaţie şi respectiv de intercorelaţie :

$$G_{xx}(jv)=\int_0^\infty R_{xx}(\tau)\exp(-j2\pi\tau)\,d\tau \tag{1}$$

$$G_{xy}(jv)=\int_0^\infty R_{xy}(\tau)\,exp(-j2\pi\tau)\,d\tau \tag{2}$$

astfel încît $R_{xx}(\tau)$ cu $G_{xx}(jv)$ şi $R_{xy}(\tau)$ cu $G_{xy}(jv)$ formează cîte o pereche Fourier. [1], [2], [3].

Evaluarea densităţii spectrale proprii şi mutuale, cu aceste relaţii este în general dificilă în special la elementele cu mai multe terminale, iar uneori chiar imposibilă. Pentru a învinge dificultăţile legate de exprimarea sub formă integrală a funcţiilor spectrale de putere, se propune introducerea oparatorului de densitate spectrală proprie de putere $\mathfrak{D}[X(jv)\cdot X(jv)]$ şi de densitate spectrală mutuală de putere $\mathfrak{D}[X(jv)\cdot Y(jv)]$.

Operatorul $\mathfrak{D}$ indică modul în care se determină funcţiile spectrale de putere $G_{xx}(jv)$ şi $G_{xy}(jv)$ pornind direct de la semnalele $x(t)$ şi $y(t)$, realizări ale unor procese stohastice $\{x(t)\}$ şi $\{y(t)\}$ cu evoluţie concomitentă. Acestor realizări $x(t)$ şi $y(t)$ le corespund transformatele Fourier $X_T(jv)$ şi $Y_T(jv)$ cu care formează o pereche Fourier :

$$x_T^{(i)}(t) \rightleftarrows X_T^{(i)}(jv)\,; \qquad y_T^{(i)}(t) \rightleftarrows Y_T^{(i)}(jv) \tag{3}$$

unde indicele T exprimă faptul că funcţiile semnal $x(t)$ şi $y(t)$ sînt nule în afara intervalului $(-T\,;\ +T)$, iar indicele i este numărul de ordine al realizării.

Ţinînd seama de formula lui Parseval [1], [2], [3],

$$\int_{-\infty}^{+\infty}[x(t)]^2dt=\int_{-\infty}^{+\infty}X(jv)\cdot X^*(jv)\,dv=\int_{-\infty}^{+\infty}|X(jv)|^2\,dv \tag{4}$$

$$\int_{-\infty}^{+\infty}x(t)\,y(t)\,dt=\int_{-\infty}^{+\infty}X(jv)\cdot Y^*(jv)\,dv \tag{5}$$

se poate exprima puterea medie a semnalului $x^{(i)}(t)$ pe intervalul $2T$:

$$P_{xx}^{(i)}(-T,\ +T)=\frac{1}{2T}\int_{-\infty}^{+\infty}[x_T^{(i)}(t)]^2dt=\int_{-\infty}^{+\infty}\frac{1}{2T}\cdot X_T^{(i)}(jv)\cdot X_T^{*(i)}(jv)\,dv \tag{6}$$

În mod analog se exprimă puterea medie de interacţiune pe acelaşi interval $2T$:

$$P_{xy}^{(i)}(-T,\ +T)=\frac{1}{2T}\int_{-\infty}^{+\infty}x_T^{(i)}\cdot y_T^{(i)}\,dt=\int_{-\infty}^{+\infty}\frac{1}{2T}\cdot X_T^{(i)}(jv)\cdot X_T^{*(i)}(jv)\,dv. \tag{7}$$

Mărimile $P_{xx}^{(i)}(-T, +T)$ și $P_{xy}^{(i)}(-T, +T)$ obținute pentru toate perechile de realizări posibile, constituie două ansambluri statistice, caracterizate prin valoarea medie (speranța matematică) :

$$P_{xx}(-T, +T)=E\{P_{xx}^{(i)}(-T, +T)\} \tag{8}$$

$$P_{xy}(-T, +T)=E\{P_{xx}^{(i)}(-T, +T)\}. \tag{9}$$

Dacă se ia în considerare numai puterea cuprinsă între liniile spectrale ν și $\nu+d\nu$:

$$P_{xx}(-T, +T, \nu, \nu+d\nu)=E\int_{\nu}^{\nu+d\nu}\frac{1}{2T}X_T^{(i)}(j\nu)\cdot X^{*(i)}(j\nu)\,d\nu.$$

$$P_{xy}(-T, +T; \nu, \nu+d\nu)=E\int_{\nu}^{\nu+d\nu}\frac{1}{2T}X_T^{(i)}(j\nu)\cdot Y^{*(i)}(j\nu)\,d\nu.$$

Se evaluează puterea raportată la creșterea unitară de frecvență, pentru $T\to\infty$ și respectiv pentru $d\nu\to 0$; se obține :

$$G_{xx}(j\nu)=\lim_{T\to\infty,\ d\nu\to 0}\cdot\lim\frac{1}{d\nu}E\int_{\nu}^{\nu+d\nu}\frac{1}{2T}X_T^{*(i)}(j\nu)\cdot X_T^{(i)}(j\nu)\,d\nu \tag{10}$$

$$G_{xy}(j\nu)=\lim_{T\to\infty,\ d\nu\to 0}\cdot\lim\frac{1}{d\nu}E\int_{\nu}^{\nu+d\nu}\frac{1}{2T}X_T^{*(i)}(j\nu)\cdot Y_T^{(i)}(j\nu)\,d\nu. \tag{11}$$

Dacă se inversează operația de limită cu cea de integrare, ceea ce este posibil dacă există $\lim[1/2T\cdot X_T(j\nu)\cdot Y_T^*(j\nu)]$, pentru $T\to\infty$, care în cazurile întîlnite în practică se realizează, se obține :

$$G_{xx}(j\nu)=\mathfrak{D}[X(j\nu)\cdot X^*(j\nu)]=\lim_{T\to\infty}\cdot E\{1/2T[X^{(i)}(j\nu)\cdot X^*(j\nu)]\} \tag{12}$$

$$G_{xy}(j\nu)=\mathfrak{D}[X(j\nu)\cdot Y^*(j\nu)]=\lim_{T\to\infty}\cdot E\{1/2T[X^{(i)}(j\nu)\cdot Y^*(j\nu)]\} \tag{13}$$

care constituie o nouă relație de definiție a densităților spectrale de putere, pornind direct de la semnale, fără a mai utiliza funcțiile de corelație.

În cazul proceselor stohastice $\{x(t)\}$ și $\{y(t)\}$, se poate evalua separat speranța matematică pentru funcțiile spectrale de amplitudine $X^{(i)}(j\nu)$ și $Y^{(i)}(j\nu)$, punînd :

$$E\{X^{(i)}(j\nu)\}=X(j\nu);\qquad E\{Y^{(i)}(j\nu)\}=Y(j\nu) \tag{14}$$

ținînd seama că :

$$\mathfrak{D}[X(j\nu)\cdot X^*(j\nu)]=\lim_{T\to\infty}\cdot\{1/2T[X(j\nu)\cdot X_{(j)}^*)]\} \tag{15}$$

$$\mathfrak{D}[X(j\nu)\cdot Y_{(j\nu)}^*=\lim_{T\to\infty}\cdot\{1/2T[X(j\nu)\cdot Y^*(j\nu)]\} \tag{16}$$

În cazul că semnalele $x(t)$ și $y(t)$ sînt deterministe, relațiile (15) și (16) rămîn valabile, cu observația că nu mai este necesară operația de mediere statistică.

Exprimarea funcțiilor de densitate spectrală sub această formă, pornind direct de la semnale, este indicată de operatorul $\mathfrak{D}$, care arată, că din punct de vedere teoretic, este necesar să se evalueze mai întîi funcțiile de amplitudine $X^{(i)}(j\nu)$, $X^{(i)}(-j\nu)$, $Y^{(i)}(j\nu)$ și $Y^{(i)}(-j\nu)$, să se efectueze media statistică și produsul în care a doua funcție spectrală este pusă sub formă conjugată. Prin operatorul $\mathfrak{D}$ se poate trece de la produsele $X(j\nu)\cdot X^*(j\nu)$ și respectiv $X(j\nu)\cdot Y^*(j\nu)$ la funcțiile de densitate spectrală de putere, considerînd că se efectuează operațiile indicate de (12), (13) sau (15) (16).

La elementele liniare cu două sau mai multe terminale la care se pot evidenția funcțiile ponderale sau transmitanțele parțiale, funcțiile spectrale de amplitudine $X(j\nu)$ și $Y(j\nu)$, care intervin în argumentul operatorului $\mathfrak{D}$, se pot exprima sub formă de relații liniare de funcții spectrale ale altor semnale, prin intermediul transmitanțelor parțiale aferente :

$$X_p(j\nu)=\sum_{k=1}^{n}H_{kp}(j\nu)\cdot V_k(j\nu) \tag{17}$$

$$Y_q(j\nu)=\sum_{l=1}^{m}H_{1q}(j\nu)\cdot Z_1(j\nu). \tag{18}$$

Pentru a aplica operatorul $\mathfrak{D}$, în ultima relație se înlocuiește variabila ν cu $-\nu$, pentru a evidenția conjugata, astfel că :

$$Y_q^*(j\nu) = \sum_{l=1}^{m} H_{lq}^*(j\nu) \cdot Z_l^*(j\nu) \tag{18}$$

Efectuînd înmulțirea algebrică a relațiilor (17) și (18), se obține :

$$X_p(j\nu) \cdot Y_q^*(j\nu) = \sum_{k=1}^{n} \sum_{l=1}^{m} [H_{kp}(j\nu) \cdot H_{lq}^*(j\nu) \cdot V_k(j\nu) \cdot Z_l^*(j\nu)].$$

Se aplică operatorul $\mathfrak{D}$ acestei relații :

$$\mathfrak{D}[X_p(j\nu) \cdot Y_q^*(j\nu)] = \mathfrak{D}\left\{\sum_{k=1}^{n} \sum_{l=1}^{m} [H_{kp}(j\nu) \cdot H_{lq}^*(j\nu) \cdot V_k(j\nu) \cdot Z_l^*(j\nu)]\right\}$$

Ținînd seama că operatorul $\mathfrak{D}$ satisface proprietatea de distribuție, se introduce sub semnul de sumare :

$$\mathfrak{D}[X_p(j\nu) \cdot Y_q^*(j\nu)] = \sum_{k=1}^{n} \sum_{l=1}^{m} \{\mathfrak{D}[H_{kp}(j\nu) \cdot H_{lq}^*(j\nu) \cdot V_k(j\nu) \cdot Z_l^*(j\nu)]\}.$$

Dar, întrucît $\mathfrak{D}$ operează numai asupra funcțiilor spectrale de amplitudine, nu și asupra transmitanțelor, rezultă :

$$\mathfrak{D}[X_p(j\nu) \cdot Y_q^*(j\nu)] = \sum_{k=1}^{n} \sum_{l=1}^{m} \{H_{kp}(j\nu) \cdot H_{lq}^*(j\nu)\, \mathfrak{D}[V_k(j\nu) \cdot Z_l^*(j\nu)]\} \tag{19}$$

astfel că în final :

$$G_{x_p y_q}(j\nu) = \sum_{k=1}^{n} \sum_{l=1}^{m} [H_{kp}(j\nu) \cdot H_{lq}^*(j\nu) \cdot G_{v_k z_1}(j\nu)]. \tag{20}$$

Această relație generală exprimă o legătură lineară dintre funcțiile de densitate spectrală de putere ale unui element liniar, prin intermediul transmitanțelor parțiale ale acestuia. Operatorul $\mathfrak{D}$ este un operator liniar întrucît operează într-un spațiu Hilbert [5] și evidențiază o formă mai generalizată de transfer liniar [4].

Concluzii. În analiza frecvențială a sistemelor fizice în evoluție, este necesară stabilirea unor relații între funcțiile spectrale de amplitudine și de putere prin intermediul transmitanțelor parșiale ale sistemului presupus liniar. Determinarea unor astfel de relații utilizînd funcțiile de corelație și relațiile Wiener-Hincin (1) și (2) care se prezintă sub formă integrală, reclamă un volum important de calcul, iar uneori soluția nu se poate pune în evidență. Pornind de la interpretarea energetică a funcțiilor de densitate spectrală se definește operatorul prin $\mathfrak{D}$ care se determină densitatea spectrală de putere cu ajutorul unor operații algebrice. Acest operator este liniar, distributiv și presupune realizarea unor operații de limită, mediere statistică și de algebră asupra a două funcții spectrale de amplitudine indicate în argumentul operatorului. Se indică determinarea legăturilor dintre densitățile spectrale ale unui element liniar, prin aplicarea în cazul general a operatorului $\mathfrak{D}$.

BIBLIOGRAFIE

[1] Benes, J. Dynamique statistique des circuits de régulation. Dunod. Paris, 1964.
[2] Max, J. Traitement du signal. Masson & Cie. Paris 1972.
[3] Stuart, R. D. Introducere în analiza Fourier. E.T. Buc. 1971
[4] Teodorescu, D. Sisteme automate, E. Facla, Timișoara, 1974.
[5] Papoulis, A. Probability, Random Variables and Stochastic Processes, Mc Graw-Hill Book Company, New York, 1965.

DÉFINITION DE L'OPÉRATEUR DE DENSITE SPECTRALE

RÉSUMÉ

Pour obtenir des rélations entre les fonctions de densité spectrale des éléments linéaires à plusieurs términales, on définit l'opérateur de densité spectrale en usant de l'interprétation énergétique de ces spectres. La liaison entre les densités spectrales de puissance este possible par des opérations algébriques, en évitant l'utilisation de fonctions de corrélation et de convolution qui se présentent sous forme intégrale.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1848 KÖNYVTÁRA

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 1—1977

O METODĂ NOUĂ DE CALCUL PENTRU RAPORTAREA LA ARBORELE MAŞINII DE ACŢIONARE A MĂRIMILOR DIN ECUAŢIA MIŞCĂRII

DE

ŞT. BARTZER

1. **Metoda de calcul conform literarurii.** Una din problemele cele mai complexe la aplicarea ecuaţiei mişcării :

$$\pm M \mp M_r = M_J = J_e \frac{d\Omega}{dt} + \frac{\Omega}{2} \frac{dJ_e}{dt}, \tag{1}$$

sau

$$\pm M \mp M_r = M_J = J_e \frac{d\Omega}{dt} \tag{2}$$

o constituie determinarea mărimilor M_r şi J_e cu luarea în considerare a pierderilor prin frecare între elementele transmisiei dintre maşina de acţionare (MA) şi mecanismul executor (ME) al maşinii de lucru (ML) [2, fig. 1].

O posibilitate indicată în literatură [1, 3, 4, 5] este aceea de a evidenţia pierderile cauzate de puterea statică prin valoarea cuplului static raportat M_r, iar cele cauzate de puterea inerţială prin valoarea momentului de inerţie echivalent total J_e. În acest scop se folosesc randamentele parţiale şi totale ale transmisiei sub forma generală evidenţiată în [2].

2. **Interpretarea situaţiei existente.** O analiză amănunţită arată că efectuarea calculelor pentru M_r şi J_e după indicaţiile din literatură prezintă o serie de dezavantaje rezultate din faptul că în expresiile ambelor mărimi apar randamentele *variabile*, parţiale şi totale, ale transmisiei. Necesitatea determinării randamentelor transmisiei pentru fiecare situaţie de funcţionare şi de încărcare distinctă a acţionării, în funcţie de valoarea şi sensul puterii totale transmise prin fiecare element al acesteia [2], crează dificultăţi la aplicarea corectă a ecuaţiei mişcării şi face ca un calcul pretenţios să fie foarte laborios.

Un alt dezavantaj al metodei cf. literaturii constă în faptul că nu permite calculul cuplului M_r în cazurile caracterizate prin $M_L=0$, sau $F_L=0$ [2, fig. 1]. De asemenea, prin introducerea randamentelor transmisiei în expresia mărimii J_e, valoarea acesteia nu poate fi folosită la calculul energiei cinetice înmagazinate în masele în mişcare ale acţionării şi se denaturează înţelesul mărimii, deoarece prin definiţie momentul de inerţie nu depinde de randament.

În literatură nu sînt prezentate formule pentru calculul mărimilor M_r şi J_e în situaţiile de funcţionare care se încadrează în cazurile IV şi VIII [2, tab. 2].

3. **Metoda de calcul propusă de autor** se bazează în principiu pe evidenţierea tuturor pierderilor din transmisie prin valoarea unei singure mărimi şi anume a cuplului static raportat M_r.

Deoarece nu se mai include o parte din pierderi în M_J, se poate aplica în mod riguros formula generală :

$$J_e = J_0 + \sum_{x=1}^{n} \frac{J_x}{\nu_x^2} + \sum_{y=1}^{q} m_y \left(\frac{v_y}{\Omega}\right)^2. \tag{3}$$

Pentru calculul cuplului M_r, atît ca valoare, cît şi ca semn necesar în ecuaţia mişcării, s-au dedus următoarele formule (de exemplu în cazul unui reductor — ind. R — cu n trepte [2]) :

$$\left|\frac{M_x}{\nu_x}\right| = \left| \pm M_{sI} \pm \sum_{y=x+1}^{n} \frac{\Delta M'_{sy}}{\nu_y} \pm \sum_{y=x}^{n} \frac{J_y}{\nu_y^2} \frac{d\Omega}{dt} \right|; \tag{4}$$

$$\left|\frac{\Delta M'_{rx}}{\nu_x}\right| = \left|\frac{M_x}{\nu_x}\right| \left(\frac{1}{\eta'_{xN}} - k'_x - 1\right) + k'_x M_{RN}; \tag{5}$$

$$M_r = \mp M_{rL} \mp \Delta M_r = \mp \frac{M_L}{\nu_R} \mp \sum_{x=1}^{n} \frac{\Delta M'_{rx}}{\nu_x}, \tag{6}$$

care se aplică în ordinea indicată, din aproape în aproape pentru fiecare treaptă a transmisiei, începînd cu $x=n$.

Metoda de calcul propusă este aplicabilă și în cazul acționărilor care au și elemente în mișcare de translație [2, fig. 1].

Operativitatea calculelor este asigurată prin faptul că rel. (4) poate fi scrisă sub forma :

$$\left|\frac{M_x}{\nu_x}\right| = \left|\pm\frac{M_{x+1}}{\nu_{x+1}} \pm \frac{\Delta M'_{s(x+1)}}{\nu_{x+1}} \pm \frac{J_x}{\nu_x^2}\frac{d\Omega}{dt}\right|, \tag{7}$$

ceea ce oferă în plus posibilitatea programării avantajoase pentru rezolvarea problemei cu ajutorul unui calculator electronic numeric.

În fig. 1 se prezintă schema de organizare a calculelor pentru raportarea la arborele MA a forțelor și a cuplurilor, cu includerea pierderilor totale în transmisie. Organigrama din fig. 1 este completată cu posibilitatea calculului cuplului total dezvoltat la arbore de MA ($x=0$) pentru realizarea unui anumit proces tehnologic prin care se impun diagramele $F_L(t)$ sau $M_L(t)$ și $\Omega(t)$.

Datele inițiale necesare se împart în două grupe. În prima grupă se încadrează datele transmisiei. Datele din cea de a doua grupă caracterizează regimul de funcționare și de încărcare al acționării. Prin $\pm\Omega/|\Omega| = \pm 1$ se evidențiază semnul vitezei unghiulare [2], iar prin valoarea $\Omega/|\Omega| = 2$ se marchează sfîrșitul calculelor.

4. Caracterizarea metodei de calcul propuse.

– Se pot aplica aceleași formule de calcul pentru orice sens de transmitere a puterii prin treptele transmisiei. Calculele se efectuează din aproape în aproape, începînd cu ultimul element din lanțul cinematic al acționării. Semnele mărimilor din formulele de calcul rezultă în funcție de semnul vitezei unghiulare Ω, pe baza convenției generale stabilite în [2].

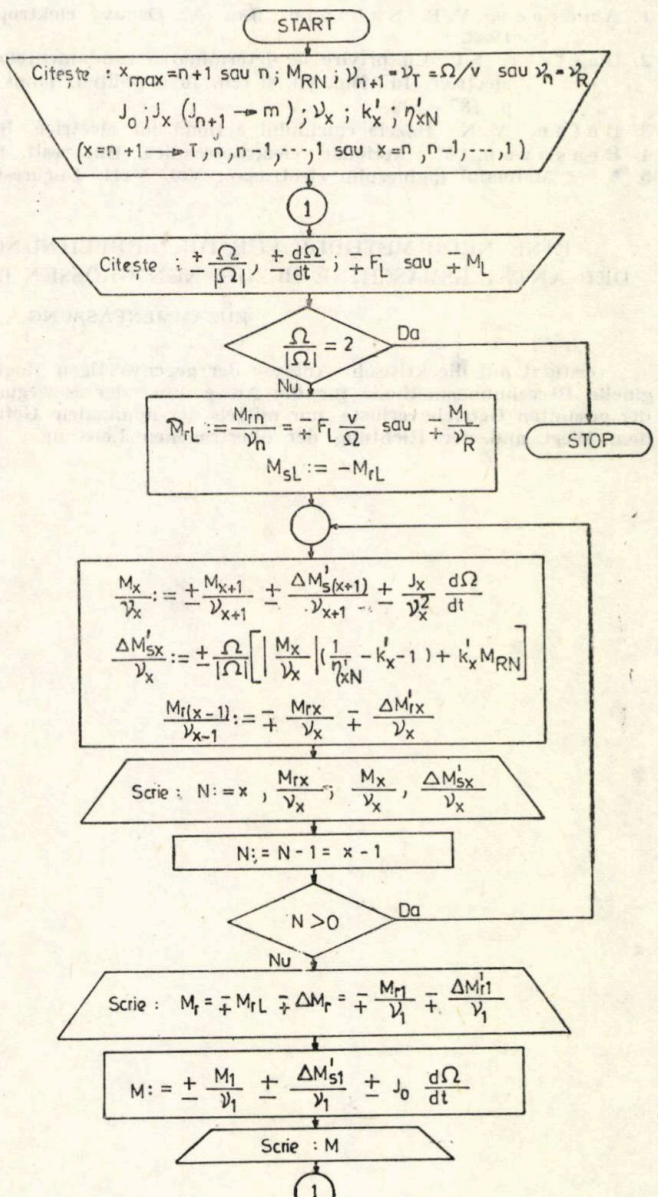


Fig. 1. Organigramă pentru calculul cuplurilor M și M după metoda propusă în lucrare.

— Valoarea mărimii J_e o dată calculată rămîne valabilă pentru toate situaţiile de funcţionare şi de încărcare şi poate fi folosită la calculul energiei cinetice a acţionării.

— Nu trebuie să se cunoască decît randamentele nominale ale transmisiei, indiferent de valoarea şi sensul puterii transmise.

— Se poate calcula valoarea cuplului M_r şi în cazurile caracterizate prin $M_L=0$, sau $F_L=0$ (mersul în gol al *ME.*)

— Trebuie să se cunoască $d\Omega/dt$ (de exemplu din diagrama de mers $\Omega(t)$ impusă sau cunoscută experimental), ceea ce împiedică aplicarea metodei în toate cazurile.

BIBLIOGRAFIE

1. Andreev, V. P. Sabinin, Ju. A. Osnovy elektroprivoda. Izd. vtoroe, Gosenergoizdat, 1963.
2. Bartzer, Şt. Cu privire la determinarea randamentelor transmisiei la calculul acţionărilor electrice. În : Bul. şti. şi teh. Inst. politeh. Timiş., Electrotehn., 20 (34), 1975, fasc. 2, p. 187—192.
3. Boţan, V. N. Bazele calculului acţionărilor electrice. Bucureşti, Edit. tehnică, 1970.
4. Braşovan, M. Acţionări electromecanice. Bucureşti, Edit. didactică şi pedagogică, 1967.
5. * * * Manualul inginerului electrician. Vol. VIII. Bucureşti, Edit. tehnică, 1959.

EINE NEUE METHODE FÜR DIE BERECHNUNG DER AUF DIE WELLE DER ANTRIEBSMASCHINE BEZOGENEN GRÖSSEN DER BEWEGUNGSGLEICHUNG

ZUSAMMENFASSUNG

Gestützt auf die kritische Analyse der gegenwertigen Möglichkeiten bringt die Arbeit eine originelle Berechnungsmethode für die Anwendung der Bewegungsgleichung unter Berücksichtigung der gesamten Getriebeverluste nur mittels der nominalen Getriebewirkungsgrade, unabhängig von dem Wert und der Richtung der übertragenen Leistung.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

MODELAREA PE CALCULATOR A ZGOMOTULUI ALB

DE

S. IONEL

În notă se prezintă ideea obţinerii unui model discret al zgomotului alb, pornind de la procesul Wiener-Lévy.

Ca un prim fapt, se menţionează că procesul Wiener-Lévy este normal, nestaţionar şi are funcţia de autocorelaţie

$$R(t_1, t_2) = A \cdot t_m,$$

unde cu t_m s-a notat cel mai mic dintre t_1 şi t_2 iar A este o constantă strict pozitivă şi finită [1]. Acest proces se modelează cu ajutorul unei variabile aleatoare cu două valori echiprobabile [2]. La calculatorul FELIX C-256, de exemplu, variabila cu două valori echiprobabile şi apoi modelul procesului Wiener-Lévy se obţin uşor pornind de la o variabilă aleatoare uniform distribuită. În biblioteca matematică a calculatorului se află o subrutină pentru generarea unei variabile aleatoare cu distribuţie uniformă în intervalul [0, 1].

A doua constatare este că procesul Wiener-Lévy se poate obţine prin integrarea zgomotului alb. Într-adevăr, dacă la intrarea unui sistem integrator se aplică începînd cu momentul $t=0$, zgomotul alb $Z(t)$, atunci, la ieşire se obţine procesul

$$Y(t) = \int_0^t Z(p)\, dp$$

cu funcţia de autocorelaţie

$$R_{YY}(t_1, t_2) = B \cdot t_m,$$

unde B este, ca şi A, o constantă strict pozitivă şi finită. Relaţia de mai sus pentru $R_{YY}(t_1, t_2)$ se dovedeşte uşor ştiind că funcţia de autocorelaţie a zgomotului alb este

$$R_{ZZ}(t_1, t_2) = B \cdot \delta(t_1 - t_2)$$

şi că răspunsul la impuls Dirac al integratorului este funcţia treaptă unitate [1]. Cu δ s-a notat funcţia Dirac.

Deosebirea prin constantele A şi B dintre funcţiile $R(t_1, t_2)$ şi $R_{YY}(t_1, t_2)$ este neesenţială.

Cele prezentate sugerează ideea că dacă prin integrarea zgomotului alb se obţine procesul Wiener-Lévy, procedînd invers, adică derivînd numeric modelul Wiener-Lévy, se poate obţine pe calculator un proces aleator discret avînd proprietăţile deosebit de avantajoase ale zgomotului alb. Importanţa practică a concluziei de mai sus are la bază faptul că procesul Wiener-Lévy se modelează uşor.

BIBLIOGRAFIE

1. Papoulis, A.: Probability, Random Variables and Stochastic Processes, McGraw-Hill Book Company, New York, 1965.
2. Ranft, J.: Fortan-Programmierung und numerische Methoden für Naturwissenschaft und Technik, Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1972.

DIE MODELLIERUNG DES WEISSEN RAUSCHENS MIT HILFE DER RECHENANLAGEN

ZUSAMMENFASSUNG

In der Arbeit wird die Idee der Erhaltung eines Modells des weissen Rauschens ausgehend vom Wiener-Lévy Vorgang vorgestellt.

Die praktische Bedeutung der Idee besteht darin, dass der Wiener-Lévy Vorgang leicht modellierbar ist.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

STABILIREA CONDIȚIEI DE A FI DETERMINISTĂ PENTRU O GRAMATICĂ DATĂ

DE

A. SOCENEANȚU

1. INTRODUCERE

Analizele sintactice realizate în cadrul compilatoarelor se pot realiza într-un timp scurt, dacă gramatica este deterministă.

Din acest motiv, este necesară realizarea unei analize a gramaticii, pentru a stabili dacă ea are sau nu această proprietate, notată în literatură cu $LR(K)$. Această notație arată că analiza se face de la stînga la dreapta (Left to right) luînd în considerație K simboluri din textul sursă [1], [2].

Contribuția originală a lucrării, constă dintr-o formalizare matematică a proprietății unei gramatici, de a fi deterministă, rezultînd și un algoritm de lucru. Notațiile folosite sînt prezentate în detaliu în lucrarea [3].

2. DETERMINAREA PROPRIETĂȚII LR(1)

Pentru ca o gramatică dată să aibă proprietatea LR (1), trebuie ca fiecare V_I a ei să aibă proprietatea LR (1). Această cerință se exprimă formal astfel:

$$\exists\,(G \text{ IMPL LR (1)}) : V_I \text{ IMPL LR (1)}, \forall V_I \subset G$$

Condiția ca o V_I să aibă proprietatea LR (1) se poate formula matematic în felul următor:

$$\exists\,(V_I \text{ IMPL LR (1)}) : \left(\bigwedge_{k=1}^{l} \{m_K\} = \Phi \mid V_I \to V_K \ldots,\ K = 1 \div l,\ V_K \text{ CAP* } \{m_K\} \right).$$

Din relația de mai sus rezultă următorul algoritm de urmat, pentru a stabili dacă (V_I IMPL LR (1)):

a) Se consideră V_I avînd $K = 1 \div l$ relații de transformare, $V_I \to V_K \ldots$ Se ia $K = 1$, adică se consideră prima RT de definire a lui V_I.

b) Pentru fiecare RT_K se determină o mulțime $\{m_K\}$ în felul următor:
— dacă $V_K \subset V_T$ atunci $\{m_K\} = V_K$
— dacă $V_K \subset V_I$ atunci V_K CAP $\{m_K\}$

c) Dacă $K < l$, $K = K + 1$, adică se consideră următoarea RT de definire a lui V_I; se reia punctul b. Dacă $K \geqslant l$ se trece la punctul d.

d) Se verifică dacă mulțimile formate pentru fiecare RT de definire a lui V_I au elemente comune. Dacă mulțimile sînt disjunctive atunci V_I implică proprietatea LR (1), în caz contrar, $STOP$.

Pentru exemplificare se consideră gramatica G avînd următoarele RT:

$$Y_0 \to Y_1 Y_1 \mid a\ Y_3,\ Y_1 \to Y_4 b \mid c Y_5 \mid h\ Y_2,\ Y_2 \to Y_3 Y_1 \mid g$$
$$Y_3 \to d\ Y_3 \mid f\ Y_1\ a \mid e,\ Y_4 \to Y_3 Y_1 \mid b\ c \mid g,\ Y_5 \to Y_3 Y_1 \mid b\ c$$

În urma aplicării algoritmului de determinare a proprietății LR (l), se obțin mulțimile m_K, prezentate în figura 1. Din tabel, rezultă că pentru fiecare V_I, este îndeplinită condiția $m_1 \wedge m_2 \wedge m_3 = \Phi$, deci sînt mulțimi disjunctive; în concluzie gramatica G are proprietatea LR (l).

V_I	Prima def. a lui V_I		A doua def. a lui V_I		A treia def. a lui V_J	
	RT	$\{m_1\}$	RT	$\{m_2\}$	RT	$\{m_3\}$
Y_0	$Y_1 Y_1$	b, c, d, e, f, g, h	$a Y_3$	a	—	—
Y_1	$Y_4 b$	b, d, e, f, g	$c Y_2$	c	$h Y_2$	h
Y_2	$Y_3 Y_1$	d, e, f	g	g	—	—
Y_3	$d Y_3$	d	$f Y_1 a$	f	e	e
Y_4	$Y_3 Y_1$	d, e, f	bc	b	g	g
Y_5	$Y_3 Y_1$	d, e, f	bc	b	—	—

Fig. 1. Analiza condițiilor de existență a proprietății LR(1) pentru gramatica G.

3. DETERMINAREA PROPRIETĂȚII LR (2)

În cazul în care, pentru o variabilă intermediară rezultă două sau mai multe mulțimi avînd elemente comune, gramatica respectivă nu are proprietatea LR (1). În acest caz, trebuie verificat dacă gramatica are proprietatea $LR(K)$ unde $K=2, 3, \ldots n$. Verificarea nu mai trebuie făcută pentru V_I care au avut proprietatea LR (1), ci doar pentru acele V_I ce nu au manifestat această proprietate.

Pentru ca o gramatică dată să aibă proprietatea LR (2) trebuie ca cel puțin o V_I a ei să aibă proprietatea LR (2), celelalte V_I putînd avea proprietatea LR (1). Faptul că o V_I are proprietatea LR (2) se reprezintă în mod formal în felul următor.

$$\exists\,(V_I \text{ IMPL LR (2)}) : \Big| \bigwedge_{k=1}^{l} \{M_K\}=\Phi \mid V_I \to V_K \ldots, K=1 \ldots l,$$

$$\{M_K\}=\{m_{iK}\}\ \{m_{JK}\},\ (\{m_{iK}\},\ \{m_{JK}\}) \subset V_T,\ V_K \text{ CAP}^+ \{m_{iK}\},\ \{m_{iK}\} \text{ SUCCESOR } \{m_{JK}\}\Big|.$$

Din relația de mai sus, rezultă următorul algoritm de urmat, pentru a stabili dacă o V_I are proprietatea LR (2):

a) Se consideră variabila V_I, avînd $K=1 \div l$ RT de definire: $V_I \to V_K \ldots$ Se ia $K=1$, adică se consideră prima RT de definire a lui V_I.

b) Pentru RT_K se determină două mulțimi. Prima, notată cu $\{m_{iK}\}$ este formată din mulțimea tuturor caracterelor pentru care este adevărată relația:

— dacă $V_K \subset V_T$ atunci $\{m_{iK}\}=V_K$

— dacă $V_K \subset V_I$ atunci V_K CAP$^+$ $\{m_{iK}\}$

A doua mulțime, $\{m_{JK}\}$, se determină pornind de la elementele mulțimii $\{m_{iK}\}$ pentru care se determină succesorii, adică

$$a \text{ SUCCESOR } \{m_{JK}\},\ \forall\ a \subset \{m_{iK}\}.$$

Se concatenează cele două mulțimi și rezultă o nouă mulțime, $\{M_K\}$, ale cărei elemente sînt formate din grupuri de două caractere.

Această mulțime conține toate cazurile de combinații de două caractere ce pot apare atunci cînd se dezvoltă o propoziție. Din această mulțime, trebuie reținute doar acele cazuri care apar în contextul determinat de RT_K.

c) Dacă $K<l$, $K=K+1$, adică se consideră următoarea RT de definire a lui V_I, se reia punctul b. Dacă $K \geqslant l$ se trece la punctul d.

d) Se verifică dacă mulțimile $\{M_K\}$, formate pentru fiecare relație de definire a lui V_I, au elemente comune. Dacă mulțimile sînt disjunctive, atunci V_I are proprietatea LR (2), în caz contrar nu, STOP.

În continuare, se prezintă un exemplu de determinare a proprietății LR (2), pentru o gramatică dată.

Se dă gramatica G, definită în felul următor:

$G=(\{P, D, V, E\}, \{\#, \text{DATA, ATUNCI}, =, i, +\}, RT, P)$ avînd mulțimea RT formată din:

$$P \to \# D \#,\ D \to \text{DACĂ E ATUNCI } D \mid V=E, \mid V=i,\ E \to V \mid V+E.$$

Aplicînd algoritmul pentru determinarea proprietății LR (1) se constată că variabilele P, D și V au această proprietate iar E nu o are deoarece m_1 și m_2 au ca element comun pe i.

Aplicînd algoritmul de determinare a proprietății LR (2), se obțin rezultatele din figura 2, de unde se vede că $M_1 \wedge M_2=\Phi$ deci E are această proprietate. La stabilirea lui M_1, s-a ținut cont de contextul în care există $E \to V$, iar la stabilirea lui M_2, de contextul dictat de $E \to V+E$.

V_I	Prima relație de definire				A doua relație de definire			
	MDRT	m_{i_1}	m_{J_1}	M_1	MDRT	m_{i_2}	m_{j_2}	M_2
E	V	i	$=$ $\#$ ATUNCI	$i=$ $i\#$ iATUNCI	$V+E$	i	$+$	$i+$

Fig. 2. Rezultatul aplicării algoritmului pentru determinarea proprietății LR (2).

4. DETERMINAREA PROPRIETĂȚII LR (n)

Generalizînd la n adîncimea pentru care se verifică existența proprietății $LR(n)$, se pot stabili următoarele condiții, și algoritmi pentru această proprietate:

$$\exists\,(V_I \text{ IMPL LR } (n)) : \Big| \bigwedge_{k=1}^{l} \{M_K\}=\Phi \mid V_I \to \alpha_K,\ |\alpha_K| \leqslant n+1,\ \alpha_K=V_K \ldots,\ 1 \leqslant K \leqslant l,$$

$$V_K \text{ CAP}^+ \{m_{1K}\},\ \{m_{1K}\}\ SP\ \{m_{2K}\},\ \{m_{2K}\}\ SP\ \{m_{3K}\},\ \ldots,\ \{m_{(n-1)\,K}\}\ SP\ \{m_{nK}\},\ \{M_K\} =$$

$$= \{m_{1K}\}\ \{m_{2K}\} \ldots \{m_{nK}\},\ (\{m_{1K}\},\ \{m_{2K}\},\ \ldots\ \{m_{nK}\}) \subset V_T \Big).$$

Relația de mai sus reprezintă formal următorul algoritm :

a) Se consideră variabila V_I, avînd K RT de definire, unde $1 \leqslant K \leqslant l$, $V_I \rightarrow V_K$ .... Se ia $K=1$, adică se consideră prima RT de definire a lui V_I.

b) Pentru RT_K se determină n mulțimi. Prima mulțime, notată cu $\{m_{1K}\}$, este formată din mulțimea tuturor caracterelor pentru care este adevărată relația :

— dacă $V_K \subset V_T$ atunci $\{m_{iK}\} = V_K$

— dacă $V_K \subset V_I$ atunci V_K CAP* $\{m_{iK}\}$, $\{m_{iK}\} \subset V_T$

A doua mulțime, se determină pornind de la elementele mulțimii $\{m_{1K}\}$, pentru care se determină succesorii, adică

$$\{m_{1K}\}\ SP\ \{m_{2K}\},\ \{m_{2K}\} \subset V_T.$$

A treia mulțime se determină pornind de la elementele mulțimii m_{2K}, pentru care se stabilesc succesorii, adică

$$\{m_{2K}\}\ SP\ \{m_{3K}\},\ \{m_{3K}\} \subset V_T.$$

Procedeul de determinarea a mulțimilor continuă după aceeași procedură, pînă ce se obține mulțimea de ordinul n. În continuare se concatenează cele n mulțimi avînd elementele formate din un caracter, și se obține o mulțime $\{M'_K\}$ ale cărei elemente sînt formate din n caractere terminale. $\{M'_K\}$ conține toate combinațiile de grupuri de n simboluri, care pot fi generate de gramatica G. Dintre aceste combinații, se păstrează doar acele combinații care pot apare în contextul relației $V_I \rightarrow \rightarrow V_K$ ..., pentru care s-a determinat mulțimea $\{M'_K\}$. Noua mulțime obținută se notează cu $\{M_K\}$.

c) Dacă $K<l$, $K=K+1$, se reia punctul b.
Dacă $K \geqslant l$ se trece la punctl d.

d) Se verifică dacă mulțimile $\{M_K\}$, formate pentru fiecare relație de definire a lui V_I, au elemente comune. Dacă mulțimile sînt disjunctive, atunci V_I are proprietatea LR (n), în caz contrar nu ; STOP.

În legătură cu algoritmul de mai sus, se pot face următoarele observații. În procesul de formare a mulțimilor $\{m_{iK}\}$, dacă se ajunge la situația că o V să nu aibă nici un succesor, atunci pentru a forma totuși grupuri de n caractere, se consideră prin convenție un simbol, de exemplu ω, ce nu face parte din alfabetul limbajului, și care, la rîndul lui, se poate avea ca succesor pe el însuși. Această situație este exprimată formal de relația :

$f\ (SP)\ \Phi$ se înlocuiește cu : $f\ SP\ \{\omega\}$

$\{\omega\}\ SP\ \{\omega\}$

CONCLUZII

Algoritmul prezentat permite formalizarea problemei de așa natură încît să se poată scrie un program, astfel încît întreaga operație de determinare a proprietății să fie făcută de un calculator ; se poate începe cu determinarea proprietății LR (1), după care, automat, dacă e cazul să se treacă la adîncimi mai mari.

Un aspect de care trebuie să se țină cont este legat de faptul că, cu cît adîncimea n crește, algoritmii devin mai laborioși și în practică se preferă modificarea gramaticii pentru reducerea lui n.

Datele obținute se pot folosi direct pentru generarea unui text PL de analiză sintactică de sus în jos [4].

BIBLIOGRAFIE

1. Knuth, D. E. „On the translation of languages from left to right", Inf. and. Control, 8 : 6, 1965, pg. 607—639.
2. Ginsburg, S. and S. A. Greibach, „Deterministic context free languages", Inf. and Control, 9 : 6, 1966, pg. 620—648.
3. Soceneanțu A., Limbaje formale și compilatoare. Curs, Litografia IPTV Timișoara, 1976.
4. Soceneanțu A., „Algoritm de generare a unui text PL, pentru o analiză sintactică de sus în jos". Prezentată la sesiunea de comunicări științifice a catedrei de Calculatoare, IPTV Timișoara, mai, 1974.

THE DETERMINATION OF THE LR (K) PROPERTY

AUREL SOCENEANȚU

SUMMERY

The paper presents a mathematical formalisation of the LR (K) property of a given grammar, and a consequence algorithm which may be implemented on a computer.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 1—1977**

GENERAREA AUTOMATĂ A TEXTELOR DE ANALIZA SINTACTICĂ DE SUS ÎN JOS, SCRISE ÎN LIMBAJUL PL.

DE

A. SOCENEANŢU

1. INTRODUCERE

În cele ce urmează se prezintă un algoritm de generare automată în limbajul *PL* (Production Language) a textelor ce descriu o analiză sintactică de sus în jos. Acest limbaj a fost conceput de Floyd [1] în 1961, perfecţionat de Evans [2] în 1964, şi utilizat de Feldman [3] în 1966, în cadrul unui generator de compilatoare.

Formatul unei instrucţii în cadrul prezentei lucrări este următorul : o etichetă opţională, urmată de trei cîmpuri : primul conţine membrul stîng al unei relaţii de transformare (*MSRT*), urmat de un al doilea cîmp ce conţine membrul drept al relaţiei de transformare (*MDRT*). În fine, ultimul cîmp conţine o listă de acţiuni.

2. ALGORITMUL PROPUS PENTRU GENERAREA TEXTULUI *PL*

Condiţiile iniţiale de aplicare a algoritmului sînt : gramatica este deterministă şi are o singură rădăcină ce se află introdusă în vîrful stivei sintactice. În aceste condiţii, întotdeauna prima instrucţie a programului *PL* are aceeaşi formă şi este :

MSRT	MDRT	ACŢIUNI
rădăcina		SALT

Toate celelalte instrucţiunii ale programului *PL* se generează după acelaşi algoritm, rezultînd o instrucţie *PL* pentru fiecare relaţie de transformare (*RT*) a gramaticii. Algoritmul este următorul :

a) Iniţial $K=1$, unde K este numărul de ordine al RT.

b) Pentru RT_k, MSRT şi MDRT se copiază în cîmpurile MSRT şi MDRT a instrucţiei.

c) Dacă primul simbol din cîmpul MDRT e o variabilă terminală (V_T), atunci în cîmpul acţiunilor, prima acţiune este ELIMINA, urmată de SALT.

Dacă primul simbol din cîmpul MDRT este o variabilă intermediară (V) atunci în cîmpul acţiunilor apare doar acţiunea SALT.

d) Dacă $K>i$, unde i e numărul de relaţii de transformare a gramaticii, atunci $K=K+1$ şi se reia punctul *b*.

Dacă $K=i$ generarea programului PL s-a terminat, STOP.

Din cele de mai sus rezultă că se folosesc doar trei acţiuni, ELIMINA, SALT şi STOP a căror semnificaţie se prezintă în continuare.

2.1. PREZENTAREA ACŢIUNILOR

Acţiunea STOP, opreşte continuarea interpretării programului PL, deoarece propoziţia analizată e corectă. Acţiunea poate fi concepută astfel încît să tipărească şi un mesaj.

Acţiunea ELIMINA lucrează cu simbolurile din vîrful stivei şi cu simbolurile din textul sursă. Operaţiile executate de această subrutină sînt următoarele : se ia simbolul următor, nemarcat din textul sursă şi se compară cu cel din vîrful stivei. Dacă acestea sînt egale, se avansează un indicator al textului sursă la următorul simbol, eliminîndu-se totodată şi simbolul din vîrful stivei sintactice. Se reia acţiunea de comparare pentru următoarea pereche de simboluri : cel din vîrful stivei şi cel din textul sursă, repetînd operaţia de eliminare şi avansare dacă e cazul.

Dacă cele două simboluri comparate nu sînt identice, pot apare următoarele cazuri :

— Simbolul următor din textul sursă este un simbol ce marchează sfîrşitul propoziţiei. Dacă stiva este goală atunci propoziţia e corectă ; în caz contrar, propoziţia conţine greşeli.

— Simbolul din vîrful stivei e o V_T ; s-a depistat o greşeală în textul sursă, analiza se opreşte.

— Simbolul din vîrful stivei e o V_I ; se trece la acţiunea următoare.

Acţiunea SALT. Efectul acestei acţiuni este de a stabili instrucţia PL la care să se facă saltul. Acţiunea realizează funcţia unui salt necondiţionat. Particularitatea acestei acţiuni este aceea că în momentul scrierii programului, sau a generării lui automate, nu se cunoaşte instrucţia PL la care să se facă saltul, deoarece aceasta depinde de simbolul din textul sursă şi de conţinutul vîrfului stivei sintactice. Prima sarcină a acţiunii este de a stabili instrucţia PL la care să se facă saltul.

Întotdeauna cînd se ajunge la acţiunea SALT, în vîrful stivei se află o V_I, care are proprietatea LR (*n*). Eticheta punctului de salt se defineşte prin V_I din vîrful stivei şi următoarele n caractere succesive ce se iau din textul sursă.

Această acţiune va opera zonele de memorie arătate în figura 1.

După cum se vede şi din figură, în vîrful stivei se află V_I *D*, pentru care dintr-un cîmp al codului V_I se află adîncimea minimă n, pentru care V_I are proprietatea de a fi deterministă, adică LR (n).

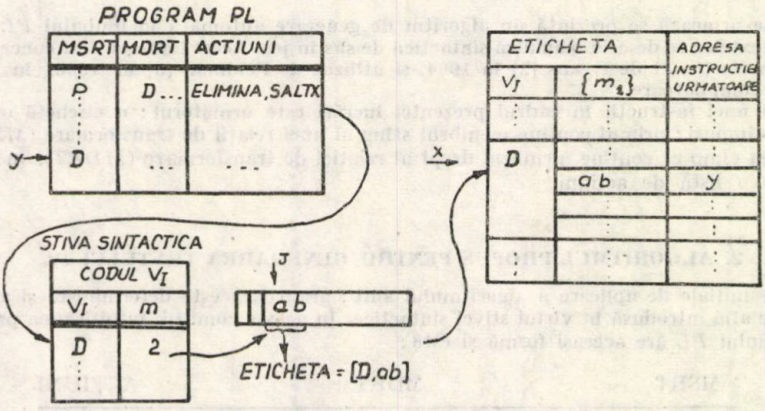


Fig. 1. Zonele de memorie cu care lucrează acţiunea SALT.

O altă soluţie este de a memora adîncimea *n* separat într-un tabel. Deosebirea între cele două soluţii este nesemnificativă din punct de vedere al acţiunii. Cunoscînd adîncimea *n*, se extrag următoarele *n* simboluri din textul sursă, formîndu-se eticheta [D, ab] ce se caută într-un tabel cu adresele instrucţiilor, de unde se află adresa Y, la care se face saltul.

Pentru a optimiza căutarea rîndului etichetei în tabelul adreselor instrucţiilor, după acţiunea SALT, în textul PL se poate indica o adresă *X* de unde să se înceapă căutarea în tabel.

Dacă eticheta nu se află în tabel, se semnalează o eroare sintactică în dreptul indicatorului *J* din textul sursă.

Conţinutul tabelului cu adresele instrucţiilor, se stabileşte şi se înscrie în memoria calculatorului înainte de a se începe interpretarea programului PL.

Pentru exemplificare, în Anexa I se prezintă o gramatică, textul PL şi un exemplu de analiză sintactică. De asemenea se prezintă rezultatele analizei pentru fiecare RT, valoarea adîncimii minime n la care apare determinismul, analiza fiind făcută pe baza algoritmului prezentat în [4].

Concluzii.

Pentru a conduce o analiză sintactică în modul cel mai optim, din literatură [5] se cunoaşte că metodele de sus în jos trebuie alternate cu cele de jos în sus. Pînă în prezent, se cunoaşte o metodă de generare a textelor PL care descriu o analiză sintactică de jos în sus, [6], dar o metodă similară pentru generarea automată a textelor PL care să descrie modul de efectuare a unei analize sintactice de sus în jos nu a fost încă prezentată în literatură.

Ca o limitare a algoritmului de generare propus, apare faptul că acesta nu se aplică decît la gramatici deterministe. Acest neajuns se poate uşor înlătura în cazul unei gramatici nedeterministe, deoarece aceasta se poate modifica structural pentru a deveni deterministă, după cum se arată în [7] şi [8].

ANEXA 1

Pentru exemplificare se consideră gramatica G, avînd următoarele relații de transformare : $P \rightarrow \rightarrow \# D \#$, $D \rightarrow$DACĂ E ATUNCI $D \mid V=E$, $E \rightarrow V \mid V+E$, $V \rightarrow I$, pentru care, aplicînd algoritmul de determinare a adîncimii la care apare determinismul prezentat în [4], rezultă că P, D și V au proprietatea LR (1) iar E proprietatea LR (2), după cum se vede și din figurile $A.1$ și $A.2$.

V_I	Prima relație de transformare		A doua relație de transformare		Obs. Dacă există proprietatea LR (1)
	MDRT	$\{m_1\}$	MRDT	$\{m_2\}$	
P	$\#D\#$	$\{\#\}$	—	—	da
D	DACĂ E ATUNCI D	{DACĂ}	$V=E$	$\{i\}$	da
V	i	$\{i\}$	—	—	da
E	V	$\{i\}$	$V+E$	$\{i\}$	nu

Fig. A.1. Determinarea proprietății LR(1).

V_I	Prima relație de transformare				A doua relație de transformare			
	MDRT	$\{m_{11}\}$	$\{m_{12}\}$	M_1	MDRT	$\{m_{21}\}$	$\{m_{22}\}$	M_2
E	V	$\{i\}$	#, =, ATUNCI	$i\#$, $i=$, i ATUNCI	$V+E$	$\{i\}$	$\{+\}$	$\{i+\}$

Fig. A.2. Determinarea proprietății LR(2).

Programul PL care se poate genera este arătat în figura $A.3$, iar în figura $A.4$ se arată tabelul cu adresele instrucțiilor ce rezultă pentru gramatica G. Se observă din cadrul tabelului din fig. A.4 că toate elementele unei mulțimi m_i ce corespund unei RT, indică o aceeași adresă pentru instrucția următoare, și anume adresa instrucției ce conține RT pentru care s-a determinat mulțimea $\{m_i\}$.

PROGRAM PL

	MSRT	MDRT	ACȚIUNI
	P		SALT
X	P	D	ELIMINĂ, SALT
Y	D	DACA E ATUNCI D	ELIMINĂ, SALT
Z	D	$V=E$	SALT
U	V	i	ELIMINĂ, SALT
Y	E	V	SALT
W	E	$V+E$	SALT

Fig. A.3. Program PL generat pentru gramatica G.

TABELUL CU ADRESELE INSTRUCȚIILOR

V	m		Adresa de salt
P	m_1 {	#	X
D	m_1 {	DACA	Y
	m_2 {	i	Z
V	m_1 {	i	U
E	m_1 {	i	V
		i=	V
		i ATUNCI	V
	m_2 {	i+	W

Fig. A.4. Tabelul cu dresele instrucțiilor PL.

BIBLIOGRAFIE

1. Floyd R. W. „A description language for symbol manipulation Journal of ACM 8 Oct. 1961, pg. 579—584.
2. Evans, A. An Algol 60 Compiler. Ann R 4 (1964) pg. 67—124.
3. Feldman, J. A. „A formal semantics for computer languages and its application in a compiler-compiler. Comm. of ACM 9 Ian. 1966, pg. 2—9.
4. Soceneanțu A., „Algoritm de generare a unui text PL, pentru o analiză sintactică de sus în jos". Prezentată la sesiunea de comunicări științifice a catedrei de Calculatoare, IPTV Timișoara, mai, 1974.
5. David Gries, Compiler Construction for Digital Computers. John Wiley Sons, New York, 1971, pp. 166.
6. Backes S., Automatische Erzeugung von Syntax-Analyse Programmen. Elektronische Recheanlagen, April 1970, pg. 80.
7. Paul M. C., Unger S. H., „Structural equivalence of contextfree grammars". Eight anual symposium on Switching and Automata theory 1967, pg. 7—13.
8. Paul M. C., Unger S. H. „Structural equivalence and TD-K grammars". Minth anual symposium on switching and automata theory 1968. pg. 176—186.

THE GENERATION OF A PL PROGRAMM FOR AN UP DOWN SINTACTICAL ANALYSIS

SUMMERY

The paper presents a new algorithm which generates a PL programm for an up-down sintactical analysis if the grammar has the LR (K) property.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

REZULTATE EXPERIMENTALE PRIVIND STUDIUL HIDROTRANSPORTULUI TULBURELII STERILE PROVENITE DE LA INSTALAŢIILE DE PREPARARE A MINEREURILOR

DE

M. BÂLĂ, I. DAVID, P. BOERIU

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Obiectul cercetării l-a constituit studiul posibilităţilor de transport hidraulic cu nivel liber al tulburelii sterile provenite de la instalaţiile de preparare a minereurilor, urmărindu-se determinarea pantelor minime necesare pentru un hidrotransport în suspensie, deci fără depuneri sau segregări ale materialului solid.

S-au luat în studiu trei tipuri de steril (material solid) S_1, S_2, S_3 cu caracteristicile fizice precizate în fig. 1 şi tabela 1, determinate în cadrul laboratorului de hidrotehnică. Alegerea acestor

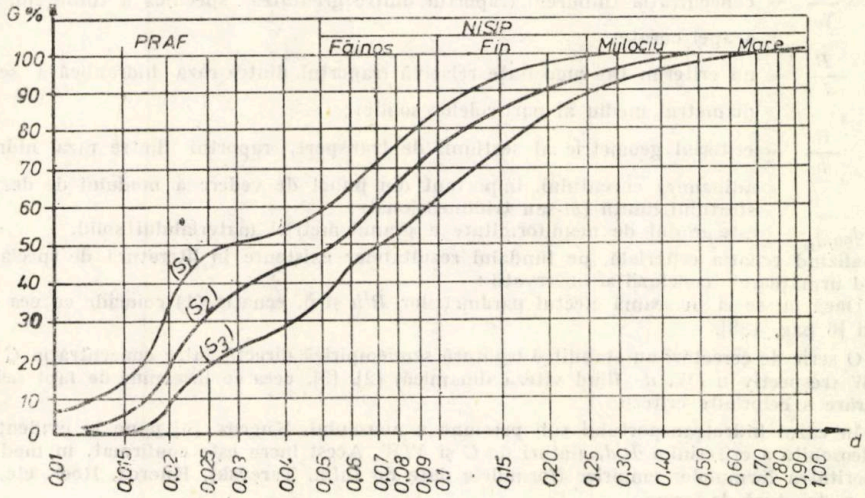


Fig. 1. Curbele granulometrice ale tipurilor de steril studiate.

tipuri de material solid s-a făcut astfel încît să se cuprindă caracteristicile medii ale sterilului provenit din instalaţiile de preparare a minereului de banatite cuprifere sărace de la Moldova Nouă.

Necesitatea studiului experimental a apărut în urma calculelor efectuate pe baza formulelor existente în literatura de specialitate [1] [2] [3], care au condus la o mare dispersie a capacităţilor de transport pentru aceleaşi condiţii fizice şi geometrice ale hidrotransportului.

Cercetările efectuate şi rezultatele obţinute în cadrul lucrării constau în :

— stabilirea ecuaţiei criteriale a fenomenului şi pe baza ei a condiţiilor de experimentare ;

— efectuarea cercetărilor experimentale şi explicitarea pe baza lor a ecuaţiei criteriale, obţinîndu-se astfel relaţii noi de calcul pentru hidrotransportul tulburelii cu caracteristicile menţionate în tabela 1 şi fig. 1.

Tabela 1

Steril tip	Caracteristicele fizice			Observații
	Greutate specifică γ t/m³	Diametru mediu ponderat d mm	Mărimea hidraulică x cm/s	
S_1	2,67	0,060	0,41	Concentrații experimentate :
S_2	2,67	0,061	0,44	C_1=1,22 (diluție lichid/solid : 2,5/1)
S_3	2,67	0,09	0,64	C_2=1,14 (diluție : 4/1)

2. BAZELE TEORETICE ALE EXPERIMENTĂRILOR

Analizînd mărimile fizice și geometrice caracteristice fenomenului — un regim de mișcare bifazic (lichid-solid) stabil — în urma aplicării teoremei produselor adimensionale (π), se ajunge la următoarea ecuație criterială :

$$\frac{V}{W} = F\left(C,\ \frac{R}{d},\ \frac{R}{h},\ \delta\right) \tag{1}$$

unde :

$\frac{V}{W}$ este raportul dintre viteza medie V a curentului și mărimea hidraulică medie W corespunzătoare particolelor solide, exprimă condiția de echilibru al menținerii particolelor în suspensie (criteriul fundamental al hidrotransportului) ;

$C=\frac{\gamma_t}{\gamma_a}$ — concentrația tulburelii (raportul dintre greutatea specifică a tulburelii, respectiv a apei curate)

$\frac{R}{d}$ — un criteriu, tip rugozitate relativă (raportul dintre raza hidraulică a secțiunii și diametrul mediu al particolelor solide) ;

$\frac{R}{h}$ — criteriul geometric al secțiunii de transport, raportul dintre raza hidraulică și adîncimea curentului, important din punct de vedere a modului de dezvoltare a stratului limită (*bi*-sau tridimensional) ;

$\delta=d_{90/d_{10}}$ — este gradul de neuniformitate a granulometriei materialului solid.

Analizînd ecuația criterială, pe fundalul rezultatelor existente în literatura de specialitate, se desprind următoarele concluzii și observații :

— Dacă nu se ia în seamă efectul parametrilor R/h și δ, ecuația (1) coincide cu cea stabilită de Levi [6 pag. 128].

— O serie de cercetări au stabilit o legătură semiempirică directă între concentrația C și raportul V/W (respectiv u/W, u fiind viteza dinamică) [2], [3], ceea ce înseamnă de fapt neluarea în considerare a celorlalte criterii.

— În cazul hidrotransportului sub presiune a noroiului, Knoroz [4] pune în evidență importanța deosebită a criteriului R/d, alături de C și V/W. Acest lucru este confirmat, în mod indirect, de majoritatea formulelor empirice (formulele date de Iufin, Tarevski, Knoroz, Roer, etc. [4] [5]). care au o structură de forma :

$$V = K \cdot R^m \tag{2}$$

unde constanta K înglobează efectul celorlalți parametrii. Coeficientul „K" și exponentul „m" au diferite valori după diferiți autori.

— Parametrul δ are în general o influență mică asupra vitezei critice de transport V [4].

În baza acestor observații se poate concluziona deci că explicitarea ecuației criteriale (1) în raport cu toți parametrii ar presupune un program de cercetare amplu și sistematic care să cuprindă o gamă largă de geometrii, granulometrii și concentrații. Cum însă un asemenea studiu de ansamblu pînă în prezent nu există, se impune de la caz la caz efectuarea unor cercetări experimentale într-un domeniu de variație a parametrilor mai restrîns, corespunzător necesităților problemei practice de rezolvat.

Ca urmare cercetările experimentale s-au efectuat pentru cele trei tipuri de steril menționate în tabela 1 și fig. 1. Astfel s-au acoperit caracteristicile medii ale sterilului provenit din instalațiile de preparare a minereului de banatite cuprifere sărace de la Moldova-Nouă — răspunzînd astfel la o problemă practică contractuală ridicată de industrie.

3. PREZENTAREA REZULTATELOR CERCETĂRII

Pentru a cuprinde domeniile de variaţie practice cerute ale parametrului R/h (0,3—0,7) şi de asemenea pentru a elimina efectele de alimentare şi evacuare, standul experimental s-a conceput sub forma unui canal deschis de secţiune dreptunghiulară (b=20 cm, h=12 cm), avînd o lungime de l=20 m, racordat la un circuit închis de tulbureală de concentraţie determinată.

Realizarea concentraţiilor dorite C_1= =1,22 (adică diluţie lichid/solid 2,5/1), respectiv C_2=1,14 (diluţie 4/1), precizate prin tema contractuală, s-a făcut pe bază de dozaj progresiv şi determinări ale greutăţii specifice a tulburelii realizate.

Tulbureala s-a preparat într-o cameră de amestec cu jet hidraulic care a servit şi ca bazin de aspiraţie pentru recirculare în instalaţia experimentală.

Pantele critice de transport (pante minime la care scurgerea tulburelii are loc fără depuneri) s-au determinat pe baza măsurătorilor de concentraţie efectuate pe probe recoltate din canal la diferite pante ale acestuia. Aceste măsurători de concentraţie au fost însoţite de observaţii vizuale permanente într-o secţiune de lucru special amenajată cu pereţi transparenţi. Rezultatele obţinute pentru cele trei tipuri de steril şi cele două concentraţii sînt prezentate în fig. 2 sub forma unor curbe înfăşurătoare pentru pantele critice în funcţie de parametrii R/h şi V/W.

În baza acestor rezultate, avînd în vedere importanţa criteriului R/d subliniată şi în literatura de specialitate, s-a trecut la o altă reprezentare, de tipul celei indicate de ecuaţia criterială (1), simplificată sub forma :

$$\frac{V}{W} = F\left(C, \frac{R}{d}\right). \qquad (3)$$

Pentru această reprezentare s-au luat în considerare de pe curbele din fig. 2 cîte două valori ale raportului V/W, corespunzătoare valorilor R/h extreme (R/h=0,7 respectiv R/h=0,4) pentru a urmări astfel indirect şi efectul acestui parametru, neluat în considerare în ecuaţia criterială simplificată (3).

Rezultatele astfel obţinute, reprezentate într-o scară semilogaritmică (fig. 3), au pus în evidenţă o dependenţă exponenţială de forma :

$$\frac{V}{W} = K(C)\left(\frac{R}{d}\right)^m \qquad (4)$$

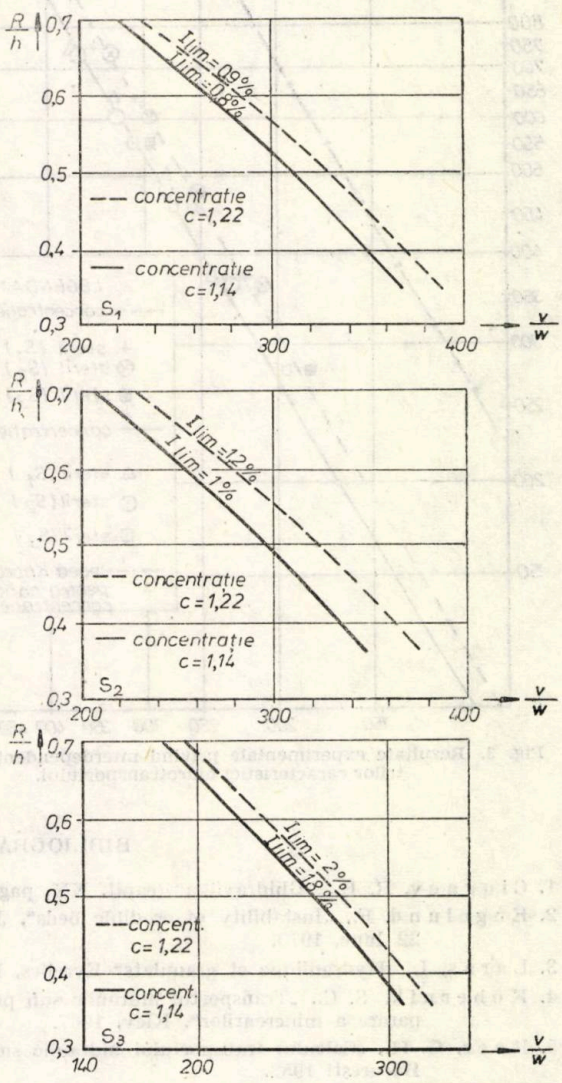


Fig. 2. Rezultatele experimentale privind pantele minime ale hidrotransportului în suspensie.

adică o relaţie de structură similară cu cea de tipul Levi-Knoroz [6 pag. 129], caracteristică hidrotransportului sub presiune a noroiului. Cum era de aşteptat însă valorile coeficientului $K(C)$ şi a exponentului „m" au rezultat diferite faţă de autorii citaţi.

Astfel :

$$K(C) = \begin{cases} 7{,}45 \text{ pentru } C=1{,}22 \\ 7{,}00 \text{ pentru } C=1{,}14 \end{cases} \qquad (5)$$

m=0,585 pentru ambele concentraţii

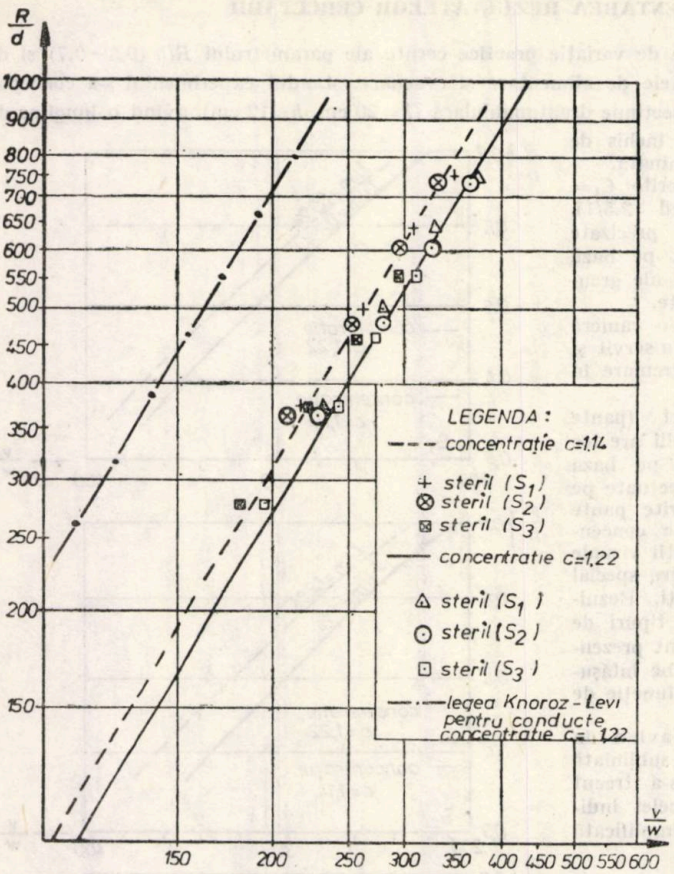


Fig. 3. Rezultate experimentale privind interdependența parametrilor caracteristici hidrotransportului.

Aceasta se explică în primul rînd prin natura diferită a hidrotransportului cu nivel liber față de cel sub presiune și de asemenea prin caracteristicile materialului solid transportat.

4. CONCLUZII

Formulele stabilite (4), (5) permit evaluarea capacității de hidrotransport cu nivel liber a sterilului, cu caracteristicile precizate în tabela 1 și fig. 1 precum și pentru alte caracteristici care se încadrează în gama de variație precizată.

Coeficientul $K(C)$, în limitele de variație a parametrului geometric R/h (0,3—0,7), depinde exclusiv de concentrația C. Această concluzie este explicabilă dacă se ține seama de faptul că în aceste limite de variație a parametrului geometric, turbulența, prin care se realizează de fapt menținerea particolelor în suspensie, își păstrează caracterul tridimensional.

Formula stabilită se poate aplica și în condițiile de transport industrial cu observația că în acest caz se acceptă o extrapolare a relației de calcul (4) în raport cu parametrul R/d. Această extrapolare este pe deplin justificată dacă se are în vedere reprezentarea din fig. 3 pe baza căreia s-a dedus relația (4).

BIBLIOGRAFIE

1. Ciugaev, R. R., „Ghidravlika" (capit. XX, pag. 510—520) Leningrad, 1970.
2. Engelund, F., „Instability of erodible beds", Journal of Fluid Mechanics, Vol. 42, part. 2, 22 Iune, 1970.
3. Laras, I., „Hydraulique et granulats" Eyrelles, Paris 1972.
4. Kobernik, S. C., „Transportul hidraulic sub presiune al sterilului de la instalațiile de preparare a minereurilor", Kiev, 1967.
5. Roer, G. H., „Calculul transportului hidraulic sub presiune al solului" Inst. de doc. Tehnică, București 1952.
6. Levi, I. I., „Dinamica cursurilor de apă" Ed. tehnică 1951 (pag. 118—130).

DIE SCHWEBSTOFFÜHRUNG IN OFFENER GERINNE DES TAUBEN GESTEINS VON ERZAUSARBEITUNGSANLAGEN

ZUSAMMENFASSUNG

In der vorliegenden Arbeit wird die Schwebsstofführung des tauben Gesteines für die verschiedenen Kornzusammensetzungen studiert.

Auf Grund der experimentellen Ergebnisse erhält man eine halbempirische Formel, die die Feststellung der transportablen Stoffmenge in der Schwebe ermöglicht.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) **Fascicola 1—1977**

IPSOS ARMAT CU FIBRE DE STICLĂ

DE

CADAR I., AGNETA TUDOR, AURORA FLOREA

1. **Generalităţi.** Ipsosul este un material larg folosit în construcţii, în mod deosebit la lucrările interioare. Folosirea lui este însă limitată, datorită rezistenţelor scăzute la întindere şi soc. Îmbunătăţirea acestor proprietăţi se poate realiza prin încorporarea fibrelor de sticlă în masa mortarului de ipsos. Noul material de construcţii, I.A.F.S. (Ipsos armat cu fibre de sticlă) poate fi întrebuinţat la realizarea elementelor de rezistenţă, decorative, în finisaje, etc.

Deoarece mortarul de ipsos ca liant nu produce nici un alcal în timpul prizei, el poate fi folosit în amestec cu fibre de sticlă pe bază de borosilicat (fibră de sticlă „E“) asigurînd o bună comportare în timp. [1]. Experienţele arată că aderenţa dintre fibrele de sticlă „E“ şi piatra de ipsos este de acelaşi ordin de mărime ca şi aceea între oţel şi ciment, depinzînd de proporţia apă/ipsos [2]. Produselel din I.A.F.S. îşi menţin în timp principalele proprietăţi, cu condiţia exploatării lor în medii ferite de umiditate ridicată.

2. **Materiale.** Ipsosul folosit este un ipsos semihidratat obţinut prin deshidratarea parţială a ghipsului şi are drept constituent principal sulfatul de calciu semihidratat $\left(CaSO_4 \cdot \frac{1}{2} H_2O\right)$. Principalele proprietăţi ale ipsosului folosit sînt date în tabela 1, fiind determinate în conformitate cu STAS 545-66.

Tabelul 1

Calitatea	Culoarea	Fineţe de măcinare		Timpul de priză [minute]		Rezistenţa la tracţiune la 7 zile kgf/cm²	Rezistenţa în încovoiere la 7 zile kgf/cm²	Rezistenţa la compresiune la 7 zile kgf/cm²
		rest sită NR : 075	rest sită NR : 020	început	sfîrşit			
Ipsos de construcţii	alb cenuşiu	4	12	4	9	17,5	—	62

Deoarece durata procesului de fabricaţie al elementelor din I.A.F.S. depăşeşte de regulă timpul de început de priză al mortarului de ipsos, s-a folosit 0,4 %+0,5 % borax din cantitatea de ipsos uscat, ca întîrzietor al prizei, asigurîndu-se o bună lucrabilitate. Fibrele de sticlă au fost puse la dispoziţie de către I.C.I. S.C.F. Bucureşti, proprietăţile lor fizico-mecanice fiind asemănătoare cu ale fibrelor de tip E, adică:

— diametrul filamentului ..... 8—12 μ
— rezistenţa la întindere ..... $(1{,}5-2{,}0)\times 10^3$ N/mm²
— modul de elasticitate al fibrei ..... (5,00—7,00) 10 N/mm²

În figura 1 este redată rezistenţa fibrei de sticlă în funcţie de diametrul ei [3]. Fibrele au lungimi de 45 mm. Ele s-au tăiat cu un dispozitiv confecţionat în cadrul laboratorului de beton armat.

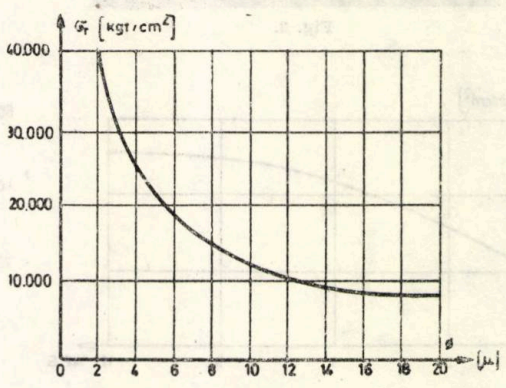


Fig. 1.

3. **Tehnologia preparării amestecului.** Se urmăreşte o bună impregnare şi învelire a

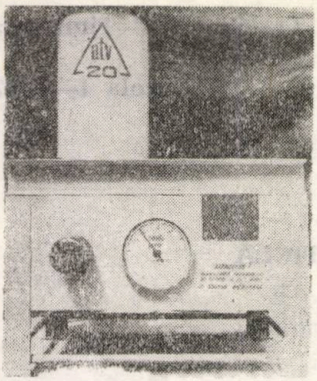


Fig. 2.

fibrelor de sticlă cu mortar de ipsos, dispersarea uniformă a acestora în mortar, o îndesare maximă pentru a obține o densitate ridicată. S-a folosit tehnologia de preamestec a constituenților. Au fost utilizate rapoarte apă/ipsos cuprinse între 0,6—0,8, surplusul de apă fiind îndepărtat prin presare. Proporția de fibră a fost cuprinsă între (3÷12)% din greutatea ipsosului uscat.

Tehnologia de preamestec constă în prepararea materialului prin amestecarea ipsosului cu apa și introducerea treptată a fibrelor de sticlă. S-a folosit amestecătorul de turație variabilă (A.T.V.) realizat prin autoutilare. (Fig. 2)

Cofrajele sînt astfel executate, ca să se poată extrage prin presare, apa în surplus. Presarea s-a realizat cu o forță de 0,5 kgf/cm², ceea ce a asigurat îndepărtarea a (22÷27)% din apa de amestec.

Pe baza experiențelor efectuate se poate aprecia că în amestec rămîne după presare o cantitate de apă, determinabilă astfel:

$$a = a_{cN} + \mu_f\% \cdot a_{cN}$$

unde: a — cantitatea de apă rămasă după presare; a_{cN} — apa de consistență normală; $\mu_f\%$ — cantitatea procentuală de fibre de sticlă.

4. **Rezistențele I.A.F.S. — ului.** Tiparele folosite au permis obținerea unor plăci cu grosimi variabile între (10÷12) mm, celelalte dimensiuni fiind de 150/375 mm și 375/600 mm. Din aceste plăci, au fost decupate prin tăiere cu ajutorul unor freze disc. cinci tipuri de epruvete, corespunzătoare următoarelor determinări:

— întindere centrică 150/25 mm
— compresiune centrică 75/25 mm
— încovoiere ..... 150/50 mm
— șoc ..... 100/25 mm
— densitate ..... 50/50 mm.

Încercările de întindere, compresiune centrică și încovoiere s-au efectuat cu presa universală din figura 3.

Rezistența la întindere centrică, s-a determinat sub o viteză constantă de încărcare de 1 kgf/cm²/sec, la vîrsta de 7 zile. În figura 4 se prezintă rezultatele experiențelor efectuate.

Se observă că rezistența la întindere crește cu creșterea conținutului de fibră de sticlă pînă la 8÷10%. Valorile rezistențelor la întindere au crescut cu de 4÷5 ori față de probele martor.

Rezistențele la întindere din încovoiere, s-a determinat conform schemei de încărcare din figura 5, la vîrsta de 7 zile.

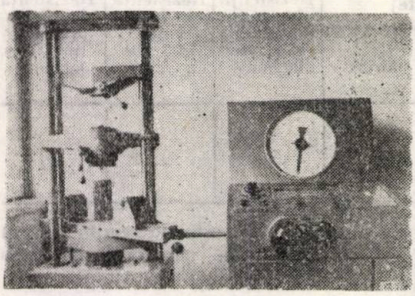


Fig. 3.

În figura 6 se prezintă rezultatele experiențelor efectuate. Se concluzionează că rezistența la întindere din încovoiere crește cu creșterea conținutului de fibre de sticlă pînă la 8÷10%. Rezistențele au crescut de 3÷4 ori comparativ cu probele martor, ceea ce permite utilizarea I.A.F.S.-ului în elemente de rezistență supuse la încovoiere.

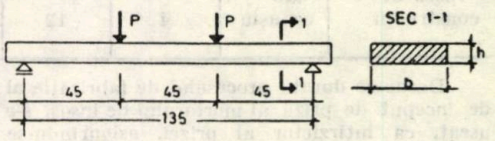


Fig. 5.

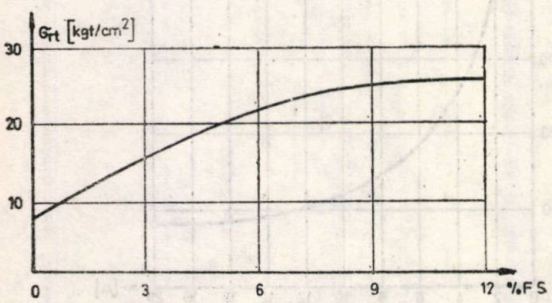


Fig. 4.

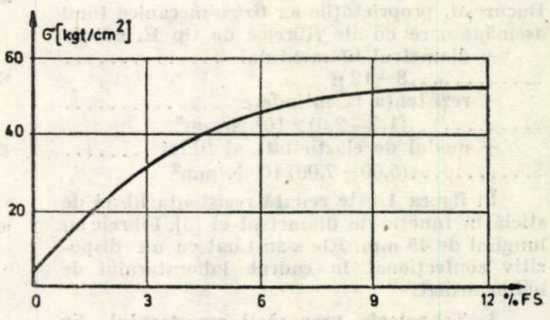


Fig. 6.

Rezistența la compresiune s-a determinat sub o viteză constantă de încărcare de 1 kgf/cm²/sec la 7 zile de la turnare. În figura 7 se prezintă rezultatele experiențelor. Se constată o creștere a rezistenței pînă la 3% conținut de fibră, apoi rezistențele scad cu creșterea conținutului de fibră.

Scăderea rezistenței se datorează scăderii densității amestecului. Rezistențele scad cu 20÷30% pentru 8÷10% conținut de fibre de sticlă.

Rezistența la șoc s-a determinat prin măsurarea înălțimii de cădere a unei greutăți P, care produce ruperea epruvetei, conform schemei de încărcare din figura 8. Elementul care caracterizează capacitatea unei epruvete de a rezista la șoc, este lucrul mecanic de deformație pe care îl poate acumula epruveta. Rezistența la șoc se determină din ipoteza egalării energiei de deformație a epruvetei, cu energia corpului care produce șocul. În figura 9 se prezintă rezultatele experimentale. Se observă că rezistențele cresc de 5÷7 ori odată cu creșterea procentului de fibră de sticlă. Creșterea rezistențelor se explică prin aceea că încorporarea fibrelor de sticlă, reduce posibilitatea fisurării.

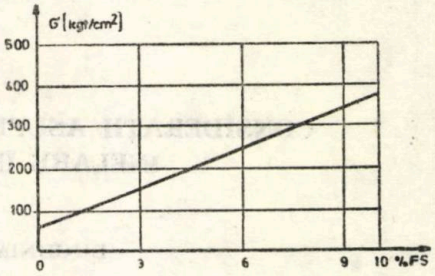


Fig. 9.

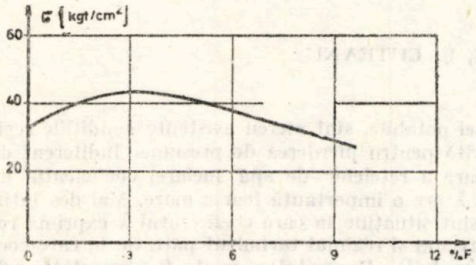


Fig. 7.

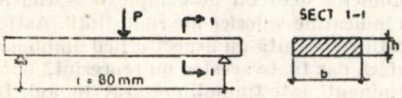


Fig. 8.

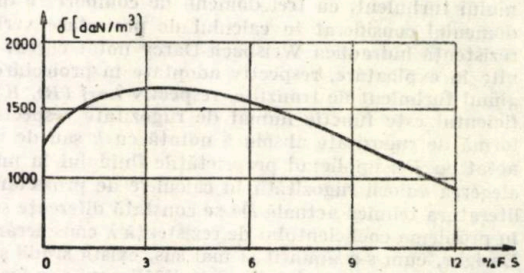


Fig. 10.

Densitatea aparentă s-a determinat cu relația :

$$\delta_{ap} = \frac{M}{V_{ap}}$$

unde : M este masa epruvetei, iar V_{ap} este volumul ei aparent. În figura 10 se prezintă rezultatele experimentale. Se constată că la procente de fibră mai mari de 3÷4%, densitatea scade, scădere determinată de o mai slabă îndesare a amestecului odată cu creșterea cantității de fibră de sticlă.

5. **Concluzii.** Ipsosul armat cu fibre de sticlă (I.A.F.S.) constituie un nou material de construcții, rezultat din încorporarea în mortar a fibrelor de sticlă în proporții optime de 6%÷10%.

Pentru 10% conținut fibre de sticlă de 45 mm lungime, rezistența la întindere centrică crește de 4÷5 ori, rezistența la întindere din încovoiere de 3÷4 ori, iar rezistența la șoc de 5÷7 ori comparativ cu probele martor. În prezent, în funcție de dotarea existentă, poate fi folosită cu bune rezultate tehnologia de preparare prin preamestec.

BIBLIOGRAFIE

1. A. J. Majumdar, I. F. Ryder, Glass fibre reinforcement of cement products, Glass Technology, Londra, Anglia, V. 9(3), 1968.
2. J. C. de Vekey, A. J. Majumdar, Determining band strength in fibre reinforced composites, Magazine of Concrete Research, Londra, Anglia, V. 20, No. 65, 1968.
3. K. L. Biryukovich, Y. L. Biryukovich, D. L. Biryukovich, Steklo țement, Kiev, U.R.S.S., Budivelnik, 1964.

GLASFASSERBEWEHRTER GIPS

ZUSAMMENFASSUNG

Der vorliegende Aufsatz beschreibt einen neuen Baustoffglasfaserbewehrten Gips — das Ergebnis erzielt durch Einmischen von Glasfaser in Gipsmörtel.

Es werden Zusammensetzung, Herstellungsweise, sowie einige Eigenschaften behandelt.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CONSTRUCȚII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

CONSIDERAȚII ASUPRA VERIFICĂRII REȚELELOR MICI INELARE ÎN REGIM TRANZITORIU

DE

EUGENIA FILIMON, E. CUTEANU

În mod curent, în conductele de distribuție a apei potabile, sînt mereu existente condițiile regimului turbulent, cu trei domenii de comportare diferită pentru pierderea de presiune. Indiferent de domeniul considerat în calculul de proiectare verificare a rețelelor de apă inelare, coeficientul de rezistență hidraulică Weisbach-Darcy notat curent cu λ are o importanță foarte mare. Mai des întîlnite în exploatare, respectiv adoptate în proiectare, sînt situațiile în care coeficientul λ exprimă regimul turbulent de tranziție, respectiv $\lambda = f(Re, K)$ precum și regimul turbulent pătratic în care coeficientul este funcție numai de rugozitate respectiv $\lambda = f(K)$. Rugozitatea poate fi prezentată sub formă de rugozitate absolută notată cu k sau de rugozitate relativă K. Dacă numărul lui Reynolds notat cu Re, implicînd proprietățile fluidului în mișcare poate lua valori certe, rugozitatea respectiv alegerea valorii rugozității în calculele de proiectare ridică probleme deosebit de complexe. Astfel în literatura tehnică actuală /1/ se constată diferențe sensibile în indicațiile valorice ale rugozității. Astfel în problema coeficientului de rezistență λ considerarea rugozității reprezintă un aspect dificil ambiguu. Desigur, cum s-a amintit și mai sus, există studii și recomandări, dar toate acestea nu reprezintă date certe, deoarece în privința rugozității unul din factorii determinanți este timpul, măsurat în ani. În acest sens merită să se citeze următoarea frază : IPACH „evident alegerea rugozității trebuie făcută cu mult discernămînt în cazurile speciale și reexaminată în ansamblu peste cîțiva ani, după obținerea rezultatelor din exploatarea conductelor proiectate în baza unei anumite valori a rugozității". Această observație însă sugerează și deosebirea clară între studiile de proiectare a rețelelor și cele de verificare, mai mult, accentuează necesitatea verificării rețelelor în exploatare.

Deoarece în majoritatea expresiilor matematice ale coeficientului de rezistență λ intră valoarea rugozității, este evident că λ obținut este diferit, pentru diferite rugozități absolute (0,4, 1, 2, 3 mm etc.) ; deoarece în studiul rugozității, realizarea în laborator a unei rugozități reale este deosebit de dificilă, se propune o acțiune colectivă a proiectanților, de determinare a valorii rugozității prin metode statistice pentru rețelele existente, statistică care să cuprindă în principiu următoarele date :

Rețea oraș, anul construcției, materialul conductei, compoziția chimică și caracteristicile materialului conductei, k luat în considerare la proiectare, diametrul, viteza, calitățile apei, pierderi de sarcină, anul verificării, condiții de exploatare etc.

Este oportun de observat că acest important element de calcul în dimensionare a fost verificat din datele de exploatare a rețelei unui important centru industrial (T) din care a rezultat valoarea medie pentru rugozitatea absolută $k = 1$ mm, după cum se vede în tabela 1 care cuprinde datele fizice ale rețelei și în care prin $\varkappa$ se înțelege conductanța rugoasă $\varkappa = \dfrac{1}{2\sqrt{\lambda r}} = 0{,}57 - \log K$.

Calculul reprezintă o aplicație a studiului /2/ de perfectare a modelului matematic al coeficientului și motivează considerarea rugozității absolute de 1 mm în calculele următoare. Deoarece Congresul de alimentări cu apă de la Londra /1/ recomandă utilizarea formulei lui Colebrook-White pentru determinarea coeficientului λ (acoperă toate cele trei domenii ale regimului turbulent) posibilitatea utilizării ei de către proiectanți merită atenție. Formula lui λ după Colebrook-White :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -2\,\mathrm{Log}\left(\frac{2{,}51}{Re\sqrt{\lambda}} + \frac{K}{3{,}71\,D}\right)$$

fiind implicită, are nevoie de o valoare λ de pornire. Prin încercări, a căror număr depinde foarte mult de experiența proiectantului, se obține valoarea lui λ care să satisfacă relația. S-a desprins astfel ideea de a găsi o valoare de pornire pentru λ care să fie cît mai aproape de rezultatele finale bune, dar care

Tabela 1

Cond.	0 m/m	Q m/sec.	v m/sec.	R_e	L m	h m	λ_r	$\varkappa_r$	$K=\frac{K}{D}$	K mm
1	400	169,27	1,345	412 000	1 960	11,01	0,244	3,21	0,002291	0.916
2	600	688,06	2,43	1 11 300	1 940	21,12	0,218	3,41	0,00148	0,886
3	400	288,80	2,29	700 000	532	8,70	0,244	3,21	0,002291	0,916
4	300	057,73	0,815	187 000	1 750	5,31	0,268	3,05	0,003312	0,994
5	500	223,48	1,139	434 000	890	2,67	0,227	3,32	0,001779	0,888
6	600	551,04	1,96	900 000	1 750	12,22	0,214	3,41	0,008148	0,886
7	400	279,30	2,22	679 000	511	7,81	0,246	3,21	0,002291	0,916
8	500	297,85	1,52	580 000	570	3,03	0,227	3,32	0,001779	0,888
9	200	037,23	1,180	181 000	1 145	12,57	0,310	2,84	0,005371	1,072
10	500	093,87	0,475	181 00	550	0,29	0,224	3,32	0,001779	0,888
11	500	300,69	1,535	585 000	2 080	11,28	0,225	3,32	0,001779	0,916
12	400	128,76	1,020	312 000	1 320	4,29	0,245	3,21	0,002291	0,891
13	450	172,72	1,085	372 000	1 750	5,46	0,234	3,27	0,001996	0,916
14	400	308,75	2,44	741 000	598	11,17	0,246	3,21	0,002291	0,994
15	300	102,78	1,45	332 000	1 085	10,43	0,270	3,05	0,003312	1,278
16	150	004,66	2,66	304 000	1 600	1,28	0,3316	2,64	0,008512	0,291
17	350	122,55	1,275	342 000	540	3,24	0,253	3,15	0,002631	0,916
18	400	255,79	2,04	623 000	660	8,46	0,2440	3,21	0,002291	1,072
19	200	046,96	1,48	226 000	565	9,87	0,314	3,84	0,005371	0,994
20	300	0,81,14	1,15	246 000	1 730	10,36	0,268	3,05	0,003312	0,973
21	250	0,34,44	0,705	134 500	962	2,76	0,280	2,98	0,003891	0,291

să nu fie luate la întîmplare, ci să se bazeze pe o formulă explicită uşor de calculat. Acest deziderat este îndeplinit de formulele lui Sevelev /3/ corectate sub forma : pentru conducte vechi de oţel şi fontă:

$$\lambda=\frac{0{,}021}{D^{0{,}25}} \quad \ldots \; v>1{,}2\ m/sec \quad \text{şi} \quad \lambda=\frac{0{,}0179}{D^{0{,}25}}\left[1+\frac{0{,}867}{v}\right]^{0{,}25} \quad \ldots \; v<1{,}2\ m/sec.$$

S-a constatat că o simplă corecţie a exponentului de la valoarea 0,3 la 0,25 nu numai că simplifică mult calculul înlăturînd logaritmarea, dar ceea ce este esenţial dă valori mult mai apropiate de cele considerate prin Colebrook-White. —

Tabelul 2 ilustrează această observaţie prezentînd (pentru aceeaşi reţea) rezultatele faţă de valoarea exactă dată de formula lui Colebrook-White. —

Trebuie însă subliniată utilizarea calculului rapid şi precis al coeficientului λ îndeosebi la verificarea reţelelor mici inelare în care regimul de mişcare tranzitoriu se instalează în toate cazurile şi în toate momentele de verificare /4/.

Pentru a veni în ajutorul proiectanţilor s-a efectuat calculul coeficientului λ la calculatorul Felix *C* 256 din Timişoara pentru formula Colebrook-White după schema-bloc din fig. 2 cu notaţiile FORTRAN arătate alăturat. În fig. 1 este explicitată grafic concepţia de calcul a expresiei λ.

Tabela 2

Cond.	10	21	4	12	13	5	20
C — W	0,0244	0,02921	0,0273	0,0249	0,0242	0,0237	0,0275
S ; 30 %	0,03002	0,03098	0,03192	0,02839	0,02713	0,02612	0,03040
S ; 25 %	0,02758	0,03002	0,02898	0,02624	0,02451	0,02451	0,02782
	9	17	1	15	19	8	11
C — W	0,0308	0,0261	0,025366	0,0273	0,0307	0,0237	0,0234
S ; 30 %	0,03422	0,02877	0,02764	0,03014	0,03403	0,02585	0,02585
S ; 25 %	0,03074	0,02730	0,0260	0,02640	0,03143	0,0249	0,02497
	6	18	7	3	2	14	16
C — W	0,0222	0,0251	0,0251	0,00248	0,0225	0,0250	0,0334
S ; 30 %	0,02448	0,02764	0,02764	0,02760	0,02448	0,02764	0,03710
S ; 25 %	0,02386	0,02612	0,02640	0,02602	0,02396	0,02640	0,03376

NOTATII FORTRAN

D(L)	- tabloul valorilor D
V	- V
VNIU (3)	- tabloul valorilor ν
VK (1)	-
DVLA	- $\Delta\lambda$
DVLA ϕ	- $(\Delta\lambda)_c$
VLA	- λ
VLA ϕ	- λ_0
E	- valoarea expresiei E
EA	- valoarea expresiei E anterioară
EPS	- ε

$$E = \frac{1}{\sqrt{\lambda}} + 2\log\left(\frac{2{,}51}{Re\sqrt{\lambda}} + \frac{k}{3{,}710}\right)$$

$$Re = \frac{v(D)}{\nu}$$

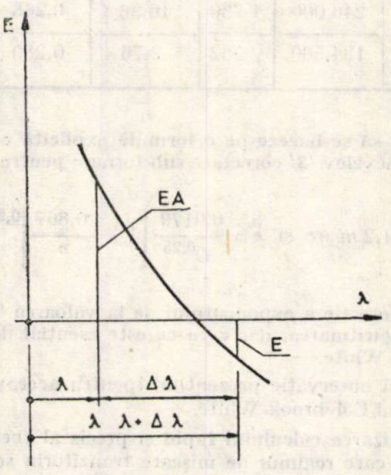


Fig. 1.

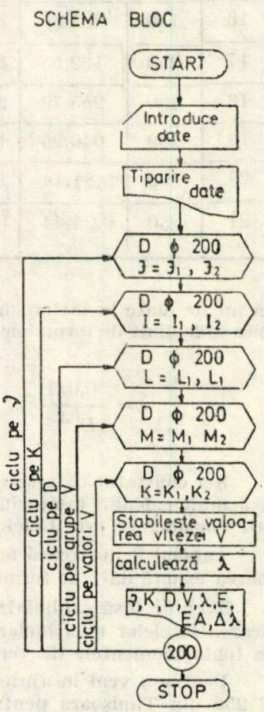


Fig. 2.

CONCLUZII

Rețelele inelare avînd conducte de diametre mici pretind un calcul exact hidraulic în regim tranzitoriu. Utilizînd măsurătorile efectuate pe o rețea în exploatare (orașul T) se obțin valorile reale ale rugozității absolute și se constată că regimul real de mișcare în acea rețea inelară este cel tranzitoriu. Urmărind atent coeficientul de rezistență hidraulică exprimat prin formule care reprezintă domeniul de mișcare turbulent tranzitoriu al apei, în mod evident formula Colebrook-Whitte include cel mai bine coordonatele coeficientului (r). Pentru verificarea ușoară și organizarea calculelor în proiectare, elaborarea unui program pentru calculul automat al coeficientului de rezistență hidraulică este important atît pentru cercetători cît și pentru proiectanți.

În lucrarea de față se propune un program de calcul prin introducerea coeficientului de rugozitate a viscozității și a condițiilor hidromecanice de calcul.

Programul a fost rulat cu bune rezultate la calculatorul Felix C 256 al Centrului Teritorial de Calcul Timișoara.

BIBLIOGRAFIE

1. Unele probleme ale calculului hidraulic al rețelelor de conducte de alimentare cu apă. Bozoky-Szeszich Karoly — Institutul de construcții Budapesta — Hidrologia közlöny.
2. Gheorghiu V., Funcție de rugoziratea pentru sistematizarea calculului rezistenței hidraulice a conductelor tehnice. Revista Mecanica construcțiilor 1976. —
3. Abramov N. N., Teoria i metodica rasciota sistem podaci i respredelenia vodi. URSS. Moskva 1972.
4. Filimon E., Probleme ale calculului rețelelor inelare de distribuție în regim turbulent tranzitoriu. Comunicată la sesiunea științifică a I.C. București — aprilie 1975 (în curs de publicare). —
5. Liebhold, Calculul coeficientului de rugozitate *k* efectuat după datele de măsurare a rugozității în condiții de exploatare a conductelor de alimentare cu apă. În Gas-u, Wasserfach, R.F.G., nr. 24, iunie 1966
6. Jura, C., Filimon, E., Probleme ale folosirii calculatoarelor pentru dimensionarea rețelelor inelare. Buletinul I.P. Timișoara, 1974. Comunicată la simpozionul „Utilizarea calculatoarelor electronice în construcții" iunie 1973
7. Lam C.F., Wolla M.L., Computer Analysis of Water Distribution Systems. Part. I: Equation Formulation. Journal of the Hydraulics Division ASCE vol. 98. NOHY 2, Proc. Pajer 87, 29 Febr. 1972

BETRACHTUNGEN ZUR ÜBERPRÜFUNG DER KLEINEN RINGLEITUNGSNETZE IM ÜBERGANGSTÄNDEN

ZUSAMMENFASSUNG

Da der hydraulische Widerstandskoefizient Weisbach-Darcy (λ) von der absoluten Unebenheit k abhängig ist, wurde in vorliegender Arbeit der Wert k aus den Betriebsdaten des Leitungsnetzes des Industriezentrums T überprüft und ergab einen mittleren Wert $k=1$ mm. Die Berechnung stellt eine Anwendung des Studiums /2/ der Vervollkommung des mathematischen Modells des Koefizienten dar und begründet die Betrachtung der absoluten Unebenheit von 1 mm und stellt den Entwurfsingenieuren die Werte für einen weiten Datenbereich zur Verfügung.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) **Fascicola 1—1977**

FISSURATION DES ELEMENTS EN BETON ARME PRECONTRAINT

PAR
I. FILIMON, I. DEUTSCH

1. CONSIDERATIONS GENERALES

On considére comme éléments en bétom armé précontraint les éléments de la 3 classe de fissuration. Ce sont les éléments aux sections á armatures mixtes, précontraintes et armatures passives, òu l'état limite de l'ouvertures des fissures doit être respecté dans la combination la plus défavorable des charges de service. Ils sont aussi des éléments en béton précontraint armés uniquement á armatures précontraintes, de torons, pour lesquelles ne sont pas admis l'état fissuré dans l'exploatation á cause du risque accentué de corrosion de l'armature. Leur fissuration ne peut être acceptée que dans les conditiones d'une limitation stricte de l'ouverture des fissures de l'ordre de 0,05 — 0,1 mm, et cela exclusivement au cas de charges temporellesn après quoi la fissure doit se refermer.

Dans ces conditions, il est évidemment nécessaire d'évaluer par calcul la valeur de l'ouverture des fissures, pour établir à l'aide de celle-ci certaines restrictions portant sur les conditioms de vérification des contraintes dans les armatures prétendues.

2. VALEURS THORIQUES DE L'ESPACEMENT ET DE L'OUVERTURE DES FISSURES

Les relations de calcul pour l'espacement et pour l'ouverture des fissures ont été etablies en prenant comme base de calcul les hypothése de la fig. /1/, /2/.

La valeur de la contrainte dans l'armature prétendue au stade II qui produit l'ouverture de la fissute est :

$$\Delta\sigma_p=\sigma_p-\sigma_0=n_p\sigma_{bp}=n_p\sigma_b\frac{h_0-x}{x}\ ;\quad n_p=\frac{E_b}{E_p}\ . \tag{1}$$

Avec l'axe neutre determiné en tenant compte de l'action simultane de la force N_0 et de moment fléchissant $M=M^n-e_0N_0$, on ramplacent les sollicitations extérieurs M^n et N_0 avec un force excentrique, la résultante N avec l'excentricité e_{01}, on obtient la valeur de σ_b :

$$\sigma_b=\frac{Nx}{0{,}5b_px^2-n_pA_p(h_0-x)+n_pA'_p(x-a'_p)}\quad\text{pour } x\leqslant h_p \tag{2}$$

$$\sigma_b=\frac{Nx}{0{,}5b_px^2-0{,}5(b_p-b)(x-h_p)^2-n_pA_p(h_0-x)+n_pA'_p(x-a'_p)}\quad\text{pour } x>h_p \tag{3}$$

L'espacement des fissures est déterminé á partir des mêmes considérations que dans le cas des éléments en béton armé avec la relation :

$$\lambda_f=\beta_f\frac{A_{bt}}{u} \tag{4}$$

ou A_{bt} est l'aine de la zone tendue du béton au stade Ia, fig. 2, en tenante cômpte de la force de précontrainte N_0 :

$$A_{bt}=b_{pi}h_{pi}+b(h-x_1) \tag{5}$$

Avec les hypothéses de ce stade la valeur de la hauteur de la zone tendue est :

$$h-x_1=\frac{2hh_{ps}b_{as}+h^2b+2n_pA_pa_p+2n_pA'_p(h-a'_p)-h_{ps}^2b_{as}}{2h_{ps}b_{as}+2hb+b_{at}h_{pt}+2n_pA_p+2n_pA'_p+N_0/\ldots} \tag{6}$$

où $b_{as}=b_{ps}-b$ et $b_{at}=b_{pt}-b$.

La valeur du coefficient β_f a été déternimé expérimentalement ; pour l'armature á torons on peut admetre :

$$\beta_f=0{,}4+\frac{\mu_p}{d} \tag{7}$$

ou μ_p est le coeficient de l'armature longitudinale précontrainte, a est le diamètre du toron et μ l'aire de contact entre l'armature et le béton.

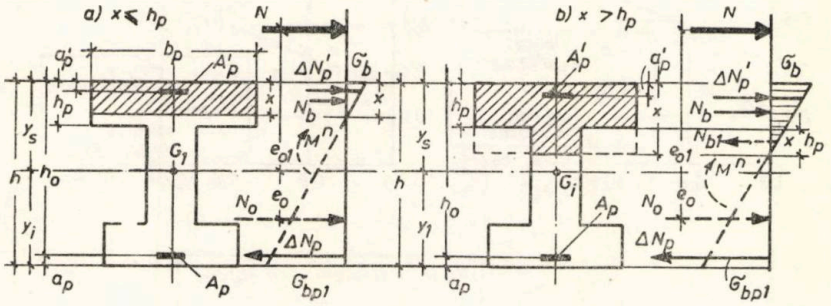


Fig. 1.

L'ouverture des fissures est determiné avec la relation obteune pour les éléments en béton armé solicités á compression excentrique :

$$\alpha_f=\psi\frac{\Delta\sigma_p}{E_p}\lambda_f. \tag{8}$$

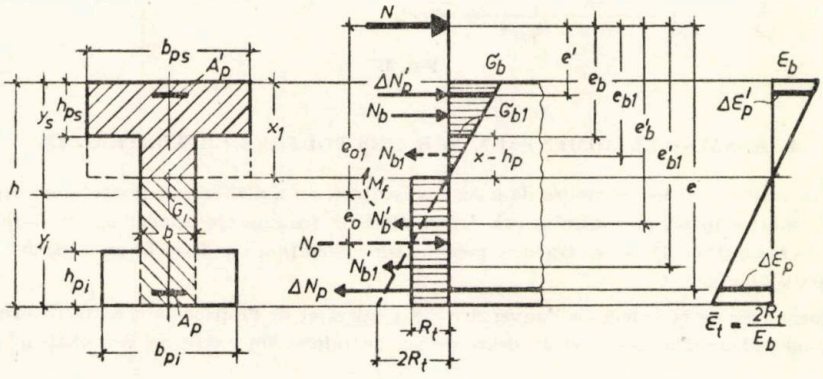


Fig. 2.

La valeur de ψ au stade II, état fissuré, a été établi en fonction du degré de chargement et du degré de précontrainte de l'élément en obtenant une relation du tip :

$$\psi=1-r\frac{\sigma_0}{R_p^n} \tag{9}$$

ou r est un coefficient qui tient compte du degrè de chargement ; c'est au niveau de ce coefficient que l'on détermine la valeur de l'ouverture des fissures que l'on calcule avec la formule :

$$r=0{,}9\frac{M_f}{M_\alpha} \tag{10}$$

M_f est la valeur du moment de fissuration de l'élément précontraint et M_α la valeur du moment où l'on détermine l'ouverture des fissures. Dans la fig. 3 sont donné les valeurs du coefficient ψ déterminé expérimentalement et les valeurs obtenues d'après la relation (9).

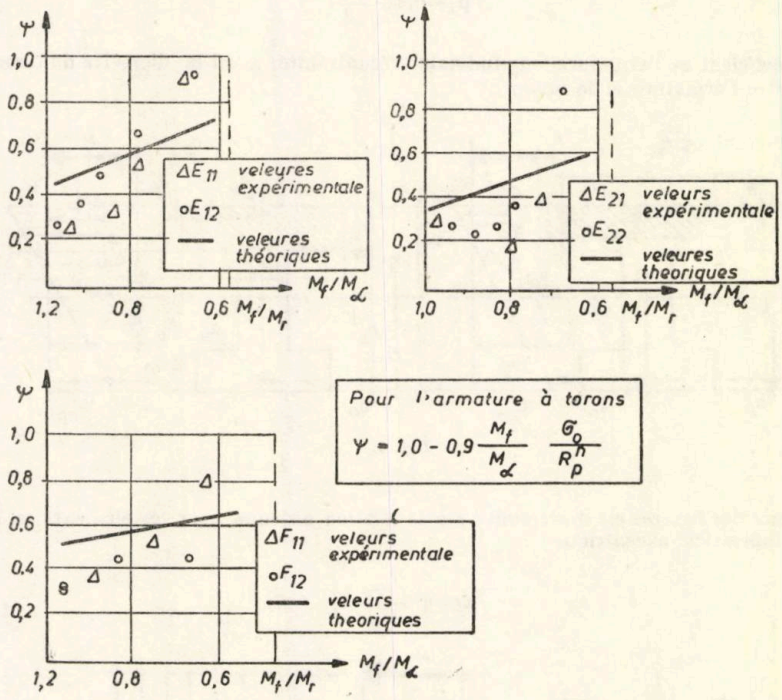


Fig. 3.

3. ESSAIS EXPERIMENTAUX SUR DES POUTRES PRECONTRAINTES

Pour la vérification des formules de calcul présentées, on a élaboré un programme expèrimental sur 28 éléments en béton précontraint, où l'on a varié les paramètres principaux qui influent sur le processus de fissuration. Dans les travaux portant sur l'évolution des fissures on a étudié l'influence des facteurs suivants :

— dépendance de la valeur de l'ouverture des fissures et de l'espacement entre fissures, en fonction du pourcentage d'armature et du degré de précontrainte. On a effectué des essais pour :

$$\mu\,\%=\frac{A_p}{bh_0}100=0{,}425\ ;\quad 0{,}49\ ;\quad 0{,}54 \text{ et } 0{,}87$$

et

$$\frac{\sigma_0}{R_p^n}=0{,}3\ ;\quad 0{,}5\ ;\quad 0{,}65\ ;\ \text{et}\ \ 0{,}75.$$

— l'établissement du degré du travail de l'armature prétendue avec le béton, sur l'espace entre les fissures fonciton du degré de chargement, et du degré de précontrainte. Les essais sont été effectués sur des éléments armés de torons TBP 9 (7Ø3 mm) et TBP 12 (7Ø 4 mm). Les caractèristiques des poutres soumises aux essais sont consignées dans le tableau 1.

L'essai des éléments a été effectué au Laboratoire de béton armé de l'Institut Polytechnique de Timişoara, á l'aide d'une plateforme d'essai munie d'une presse hydraulique dont la capacité ne dépasse pas les 100 t. Pour mesure la force à tous les degrés de chargement on a employé un lecteur ayant la précision de 0,2 %.

Au cours des essais on a mesuré : la charge de fissuration et celle de la réouverture des fissures ; la valeur de l'ouverture des fissures aux différents degrès de chargement et en particuliérement a établi le degré de chargement M_f/M ou la fissure a atteint la valeur de 0,1 mm. Ces valeurs sont portées sur le tableau 3. On a également mesuré les déformations du béton de la zone tendue et de la zone comprimée á différents niveaux sur la hauteur de la section transversale á l'aide de tensométres électriques résistifs.

Une loupe micrométrique á la précision de 1/100 mm nous a permis de suivre l'évolution de la fissuration.

On a mesuré la contre-flèche et les fléches de l'élément en trois points, ainsi que le chargement de rupture.

Pour avoir une représentation exacte de la manière dont les formules de calcul proposeés par les différents règlements du béton comprennent le processus de l'évolution des fissures dans les éléments précontraints armés de torons, pour les poutres mises à l'essai, on a calculé la valeur de l'ouverture des fissures puor un degré de chergement $M_f/M\alpha$ correspondant à une ouverture moyenne des fissures d'environ 0,1 mm ; les calculs ont été menés suivant les formules du STAS 10107/0-76, les réglements des pays socialistes, les Recommandations du CEB-FIP (1970) et suivant la méthode proposée par le présent ouvrage. Les résultats ont été comparés aux valeurs mesurées expréimentalement, au même degré de chargement. La synthèse des résultats est donnée dans le tableau 1. Pour les 28 poutres mises à l'essai on a calculé également la moyenne des valeurs $\alpha_f^{exp}/\alpha_f^{théor}$. II convient à remarquer en premières conclusions que les valeurs calculées les plus proches des valeurs expèrimentales sont obtenues par la méthode proposée dans l'ouvrage.

4. CONCLUSIONS

Les études théoriques et expérimentales effectuées dans le présent ouvrage ont mis en évidence les principaux paramètres qui influent sur le processus de fissuration des éléments en béton armé précontraint soumis á la flexion (3^{ème}classe de fissuration).

Nous pouvons conclure des études effectuées que les élements en béton précontraint armés de torons ne sont pas propres à l'exploitation s'ils comportent des fissures, car l'ouverture des fissures devient beaucoup plus accusée peu après l'apparition de celles-ci ; le risque de corrosion est plus accentué que dans le cas de l'armature habituelle du béton armé. On peut quand méme accepter des fissures, mais uniquement sous charges accidentales ou bien dans les milieux non-corrosifs. D'aucune façon la valeur moyenne de l'ouverture de la fissure ne doit dépasser la valeur de 0,05 — 0,1 mm.

La vérification de la valeur de l'ouverture des fissures peut être effectuée d'une manière quasi-précise á l'aide de la relation de calcul proposée par l'ouvrage (rel. 1 á 10), relation comprenant les principaux paramètres qui influent sur ce processus.

On utilisera pour le calcul du coefifcient ψ la relation (9) grâce á laquelle on tient compte du degré de précontrainte et du travail du béton tendu entre les fissures.

Nous estimons que l'on peut obtenir des solutions économiques par l'emploi des éléments en béton précontraint à armature passive, ce qui atténue le processus de fissuration ; il est donc possible d'accepter des fissures de valeurs admissibles mème sous charges á caractére permanent.

Si l'on admet lors des charges accidentales la présence de fissures ouvertes dans les éléments en béton précontraint armés de torons, il est nécessaire de vérifier la refermeture des fissures au moment où les charges accidentales cessent d'agir.

Les valeurs théoriques de l'ouverture des fissures calculées salon des normes différentes,

No.	Elément	Caractéristiques							Valeur ouv. fiss. déterm. exp. $a_{f.exp}$ (mm)	Norme STAS		
		Section		Armature cm²	% μ_p	R_c	R_t	$\frac{M_f}{M_a}$		$\Delta\sigma_p$ (daN/cm²)	ψ	a_f théor (mm)
		Type	cm²									
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1	A_1	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	358	28,7	0,98	0,100	2 635	0,496	0,147
2	A_2	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	358	28,7	0,95	0,130	2 635	0,496	0,147
3	A_3	T	387	2TBP-12 Ap=1,79	0,962	344	28,0	0,77	0,100	750	0,037	0,001
4	A_4	T	387	2TBP-12 Ap=1,79	0,962	344	28,0	0,67	0,108	750	0,037	0,001
5	B_1	I	534	3TBP-9 Ap=1,498	0,734	368	29,3	0,94	0,110	2 303	0,297	0,074
6	B_2	I	534	3TBP-9 Ap=1,498	0,734	368	29,3	0,48	0,138	2 303	0,297	0,074
7	B_3	T	387	3TBP-9 Ap=1,498	0,891	368	29,3	0,91	0,100	1 929	0,532	0,065
8	B_4	T	387	3TBP-9 Ap=1,498	0,891	368	29,3	0,98	0,095	1 929	0,177	0,012
9	C_1	I	534	1TBP-12 Ap=0,895	0,438	337	27,6			Au moment de la		
10	C_2	I	534	1TBP-12 Ap=0,895	0,438	337	27,6			Au moment de la		
11	C_3	T	387	1TBP-12 Ap=0,895	0,415	378	29,8	0,98	0,130	1 203	—	—
12	C_4	T	387	1TBP-12 Ap=0,985	0,415	378	29,8	0,98	0,133	1 203	—	—
13	D_1	I	I	2TBP-9 Ap=0,999	0,490	372	29,5	0,98	0,100	3 313	0,263	0,11
14	D_2	I	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,490	372	29,5			Au moment de la		
15	D_3	T	387	2TBP-9 Ap=0,999	0,537	358	28,7	0,88	0,108	3 163	0,581	0,145
16	D_4	T	387	2TBP-9 AP=0,996	0,537	358	28,7	0,98	0,104	2 126	0,376	0,063

comparées aux valeurs expérimentales, au degré de chargement M_f/M_α

roumaines 10107/0-76	Normes des pays socialistes RS 119-74			Recomandations du CEB-FIP (1970)			Méthode proposés par les auteurs rel. (8)			
$\frac{a_f exp}{a_f, théor}$	$\Delta\sigma_p$ (daN/cm²)	a_f théor (mm)	$\frac{a_f exp}{a_f, théor}$	$\Delta\sigma_{ps}$ (daN/cm²)	$w_m^{théor}$ (mm)	$\frac{w_m^{exp}}{w_m^{thér}}$	$\Delta\sigma_p$	ψ	a_f, théor	$\frac{a_f exp}{a_f, théor}$
13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
0,680	2 920	0,272	0,367	2 635	0,144	0,694	2 635	0,572	0,171	0,584
0,887	2 920	0,272	0,477	2 635	0,144	0,902	2 635	0,567	0,169	0,769
—	1 565	0,115	0,869	750	0,006	—	750	0,626	0,031	3,225
—	885	0,075	1,44	334	0,003	—	334	0,600	0,013	8,307
1,486	2 550	0,221	0,497	2 363	0,109	1,009	2 303	0,460	0,112	0,982
1,864	2 550	0,221	0,624	2 303	0,109	1,266	2 303	0,455	0,111	1,243
1,538	2 407	0,214	0,467	1 929	0,083	1,204	1 929	0,546	0,068	1,470
7,916*	1 650	0,141	0,673	1 098	0,026	3,653	1 098	0,506	0,036	2,638
fissuration $\alpha_f >$ 0,3 mm										
fissuration $\alpha_f >$ 0,3 mm										
—	1 370	0,131	0,992	1 203	—	—	1 203	0,591	0,073	1,78
—	1 370	0,131	1,015	1 203	—	—	1 203	0,591	0,073	1,821
0,840	3 440	0,310	0,322	3 313	0,177	0,565	3 313	0,617	0,291	0,343
fissuration $\alpha_f >$ 0,3 mm										
0,744	3 492	0,300	0,360	3 163	0,165	0,654	3 163	0,664	0,166	0,650
1,65	2 419	0,208	0,500	2 126	0,078	1,333	2 126	0,628	0,105	0,990

0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
17	E_{11}	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	326	27,0	0,98	0,095	1 140	—	—
18	E_{12}	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	326	27,0	0,89	0,095	1 140	0,406	0,096
19	E_{21}	T	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,49	334	27,4	0,87	0,107	1 127	—	—
20	E_{22}	I	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,49	334	27,4	0,81	0,115	1 127	—	—
21	F_{11}	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	355	28,6	0,89	0,100	2 624	0,496	0,08
22	F_{12}	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,27	355	28,6	0,96	0,105	1 438	0,080	0,013
23	F_{21}	I	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,49	317	26,5	0,85	0,120	3 069	0,285	0,102
24	F_{22}	I	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,49	317	26,5			Au moment de la		
25	G_{11}	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	358	28,7	0,95	0,105	2 218	0,402	0,100
26	G_{12}	I	534	2TBP-12 Ap=1,79	0,87	358	28,7	0,97	0,100	2 496	0,468	0,132
27	G_{21}	I	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,49	302	25,7	0,82	0,100	1 562	—	—
28	G_{22}	I	534	2TBP-9 Ap=0,999	0,49	302	25,7	0,98	0,100	1 552	—	—
MOYEN :												0,096

REMARQUE : Lors du calcul de la moyenne générale du rapport $\alpha_f$exp/$\alpha_f$théor on a négligé

BIBLIOGRAPHIE

1. I. Filimon, — Quelqules aspects concernant le calcul à la fissuration des éléments fléchis en béton précontraint, Béton, Revue C — Tijdschrift III-7, Gand, 1964.
2. I. Deutsch, — Contributions to the analysis of cracking in reinforced concrete members subjected to bending and shear, CEB Commission „Flexion" — Compression" et Effort Tranchant", Paris, Mars 1971.
3. I. Filimon și I. Deutsch, — Studiu teoretic și experimental privind fisurarea elementelor de beton armat precomprimat solicitate la încovoiere cu forță tăietoare, Conferința a V-a de Betoane, Vol. II, Timișoara 26—29 octombrie 1972.
4. CEB — FIP, — Recomandations Internationales pour le calcul et l'execution des ouvrages en béton, Seconde édition, London, Cement and Concrete Association, 1970.
5. * * * — CAER — Norme de proiectare pentru elemente de construcții din beton, beton armat și beton precomprimat, RS 119/74.
6. * * * STAS 10107/0-76 Constructions civiles et industrielles Calcul des éléments en béton, béton armé et précontraint. Institutul Român de Standardizare, București, 1976.

Tableau 1 (Suite)

13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23
—	1 607	0,149	0,637	1 140	0,035	2,714	1 140	0,437	0,056	1,696
0,989	2 503	0,233	0,407	2 103	0,105	0,904	2 103	0,485	0,115	0,826
—	1 452	0,134	0,816	—	—	—	1 127	0,403	0,062	1,725
—	2 309	0,208	0,552	—	—	—	2 000	0,443	0,122	0,942
1,20	2 937	0,273	0,366	2 624	0,143	0,699	2 624	0,621	0,184	0,543
8,076*	1 742	0,162	0,648	1 438	0,056	1,875	1 438	0,594	0,097	1,082
1.0	3 203	0,289	0,415	3 069	0,157	0,764	3 069	0,595	0,183	0,655
fissuration $\alpha_f > 0{,}2$ mm										
1,05	2 397	0,223	0,470	2 218	0,113	0,929	2 218	0,752	0,188	0,558
0,757	2 680	0,249	0,401	2 496	0,137	0,746	2 496	0,747	0,211	0,473
—	1 753	0,158	0,632	1 562	0,031	3,225	1 562	0,755	0,162	0,617
—	1 697	0,153	0,653	1 562	0,031	3,225	1 552	0,709	0,151	0,662
1,28		0,196	0,608		0,092	1,47			0,127	1,18

les valeurs séecartant considérablement de la moyenne, notees dans le tableau par *.

7. Y. GUYON Constructions en béton précontraint. Classes. États limites. Collection de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics. Cours CHEBAP 1 et 2 Eyrolles Éditeur, Paris, 1966 et 1968.

8. * * * Instrucţiuni tehnice pentru proiectarea elementelor din beton cu precomprimare parţială, folosind armături pretensionate şi nepretensionate de rezistenţă. Redactarea I-a I.C.C.P.D.C. Filiala Cluj-Napoca şi INCERC Bucureşti. 1977.

FISURAREA ELEMENTELOR DE BETON ARMAT PRECOMPRIMAT

REZUMAT

În lucrare se prezintă formule pentru calculul la starea limită de fisurare a elementelor de beton armat precomprimat, precum şi compararea rezultatelor încercărilor experimentale efectuate de autori cu formulele teoretice stabilite. De asemenea rezultatele sînt comparate şi cu formulele de calcul date de STAS 10107/0-76 şi alte norme internaţionale.

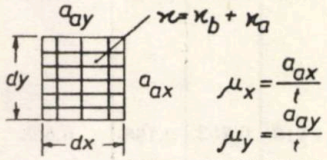
Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) **Fascicola 1—1977**

CALCULUL PLĂCILOR DIN BETON ARMAT ŢINÎND SEAMA DE FISURARE

DE

R. FRIEDRICH

Urmărirea comportării plăcilor plane din beton armat încărcate în planul lor, în diferite stadii de lucru, s-a realizat cu metoda elementelor finite. Matricea rigidităţilor betonului prevăzut cu o reţea ortogonală de armături rezultă din figura 1. În ipoteza unor fisuri uniform distribuite, cu înclinaţia β faţă de orizontală, betonul nu poate prelua decît compresiuni paralele cu aceste fisuri [1], rigiditatea lui fiind cea din figura 2.

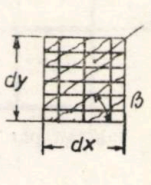


$$\varkappa_b = \frac{E_b}{1-\nu_b^2}\begin{bmatrix} 1 & \nu_b & 0 \\ \nu_b & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0{,}5(1-\nu_b) \end{bmatrix} \qquad \varkappa_a = E_b \begin{bmatrix} n\mu_x & 0 & 0 \\ 0 & n\mu_y & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

Fig. 1. Rigidităţile betonului nefisurat şi ale reţelei ortogonale de armături.

Elementele finite din beton armat utilizate au fost de formă pătrată, cu rigidităţi corespunzătoare modelului de deformaţii, iar armăturile concentrate s-au modelat cu elemente de bară, ca în figura 3.

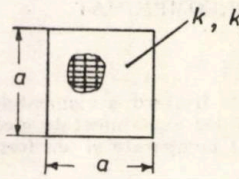
Grinzile pereţi calculate sînt de tipul celei din figura 4 a [2]. Programul de calcul întocmit a apelat la trei subprograme: Primul a construit matricele rigidităţilor elementelor finite cît şi ma-



$$\varkappa_{bf} = E_b \begin{bmatrix} c^4 & c^2s^2 & c^3s \\ c^2s^2 & s^4 & cs^3 \\ c^3s & cs^3 & c^2s^2 \end{bmatrix}$$

Fig. 2. Rigidităţile betonului fisurat.

tricea rigidităţilor semistructurii din figura 4b, sub formă de semibandă. Încărcările nodale P s-au mărit treptat cu cîte 200 daN, pentru fiecare treaptă de încărcare determinîndu-se, cu ajutorul celorlalte două subprograme, deplasările nodale şi tensiunile în centrele elementelor finite. Cînd tensiunea principală de întindere în beton a depăşit rezistenţa R_t elementul finit corespunzător s-a considerat fisurat normal pe direcţia acesteia. Tabelul din figura 4a prezintă comparativ încărcările de fisurare experimentale şi teoretice. Evoluţia procesului de fisurare rezultă din figura 4b.



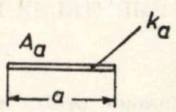
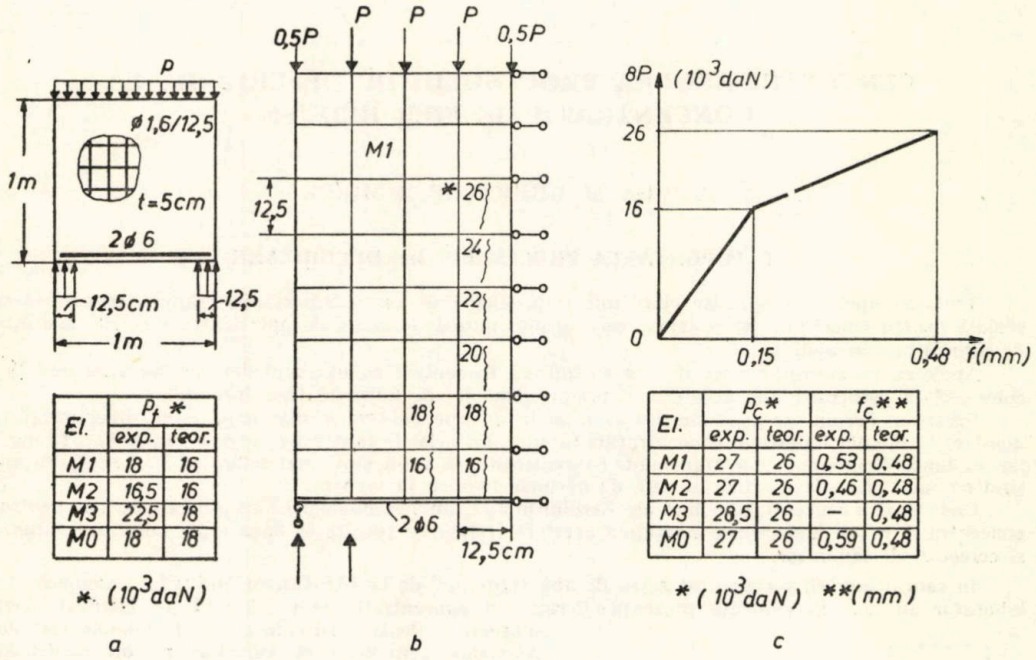


Fig. 3. Rigidităţile elementului finit din beton armat şi ale armăturii concentrate.

Creşterea săgeţii în centrul marginii inferioare a grinzii perete este reprezentată în figura 4c. Tabelul redă comparaţia valorilor experimentale şi teoretice pentru încărcarea P_c de curgere a armăturii concentrate de la marginea inferioară şi pentru săgeata f_c corespunzătoare acestei încărcări.

Buna concordanţă între valorile teoretice şi cele experimentale obţinute pe patru elemente justifică eforturi viitoare de perfecţionare şi extindere a metodei elementelor finite la calculul elementelor şi structurilor din beton armat.



El.	P_f *	
	exp.	teor.
M1	18	16
M2	16,5	16
M3	22,5	18
M0	18	18

*. (10^3daN)

a

El.	P_c*		f_c**	
	exp.	teor.	exp.	teor.
M1	27	26	0,53	0,48
M2	27	26	0,46	0,48
M3	28,5	26	–	0,48
M0	27	26	0,59	0,48

* (10^3daN) **(mm)

b c

Fig. 4. Grinda perete analizată.

În locul procedeului utilizat, cu modificarea rigidităţilor sistemului în concordanţă cu evoluţia fisurilor, se poate utiliza un procedeu de relaxare a eforturilor [3] fără modificarea matricei rigidităţilor structurii.

BIBLIOGRAFIE

1. Cervenka V., Gerstle K. H., Inelastic Analysis of Reinforced Concrete Panels, Memoires AIPC, 31-II/1971, 31–45.
2. Friedrich R., Contribuţii la studiul grinzilor pereţi din beton armat, Teză de doctorat, Timişoara, 1974.
3. Valliappan S., Doolan T. P., Nonlinear Stress Analysis of Reinforced Concrete Structures by Finite Element Method, UNICIV – Report No R-72, Kensington, 1971.

BERECHNUNG VON STAHLBETONSCHEIBEN MIT BERÜCKSICHTIGUNG DER RISSBILDUNG

ZUSAMMENFASSUNG

Zur Berechnung wandartiger Träger unter wachsender Belastung wurde die Methode der finiten Elemente eingesetzt und die Riss-und Fliesslast sowie die maximale Durchbiegung mit Versuchswerten verglichen.

Die Zahlentafeln in Bild 4 veranschaulichen die erzielten Ergebnisse.

Im Rechenprogramm wurde die Steifigkeitsmatrix laufend der Rissentwicklung angepasst. Die Netzbewehrung wurde flächenhaft kontinuierlich behandelt, während für die konzentrierte Hauptbewehrung stabartige finite Elemente zum Einsatz kamen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia“ Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

CERCETĂRI ASUPRA PROCESULUI DE DEFERIZARE LA CONCENTRAŢII DE FIER REDUSE

DE

C. JURA, M. GIURCONIU, I. MIREL

1. IMPORTANŢA PROCESULUI DE DEFERIZARE

Tratarea apelor feruginoase constituie o problemă de mare importanţă tehnică, economică şi socială pentru colectivităţile restrînse care dispun numai de astfel de ape pentru lucrările centrale de alimentare cu apă.

Apele cu un conţinut mare de fier se tulbură în contact cu oxigenul din aer, au gust metalic, colorează în galben-roşietic obiectele şi produc depozite de hidroxid feric insolubil.

Prezenţa fierului se face simţită la arialele de ape subterane din majoritatea judeţelor ţării noastre. În cîmpia Banatului concentraţiile fierului din arialele subterane variază între 5...15 mg/l iar în lunca Someşului şi a Mureşului, concentraţiile fierului sînt mai reduse (1...5 mg/l), depăşind cu mult valorile maxime admise de normele tehnice în vigoare.

Dacă pentru concentraţiile mari ale fierului în apă, liniile tehnologice sînt bine conturate, pentru concentraţii de fier mai reduse alcătuirea acestora trebuie să rezulte în baza unor laborioase studii şi cercetări de laborator.

În cadrul lucrării s-a analizat sursa de apă subterană de la IAS-Gherla jud. Cluj. Analizele de laborator au scos în evidenţă prezenţa fierului în concentraţii de 1...3 mg/l pe întregul arial subteran. Pentru stabilirea liniei tehnologice de deferizare s-au efectuat cercetări pe un model la scară redusă, cu apă captată direct din arialul subteran de la IAS Gherla.

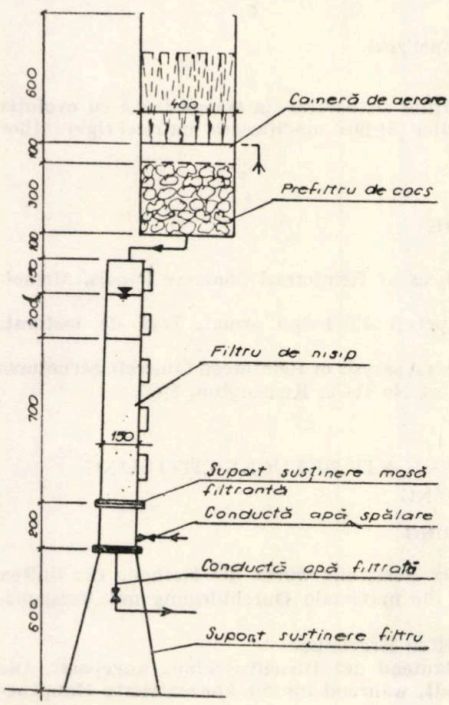


Fig. 1. Schema instalaţiei experimentale.

2. STUDIUL PE MODEL AL LINIEI TEHNOLOGICE DE TRATARE ŞI REZULTATELE OBŢINUTE

Pentru soluţionarea problemei luată în studiu, s-a conceput o linie tehnologică de tratare, alcătuită dintr-o cameră de aerare, un prefiltru de cocs şi un filtru rapid deschis echipat cu nisip de cuarţ din cariera Făget.

Modelul de laborator (fig. 1) cuprinde:

— o cameră de aerare de $40\times40\times60$ cm echipată cu dispozitive de pulverizare a apei brute pe o înălţime de 30...50 cm;

— un prefiltru de cocs de $40\times40\times30$ cm avînd granulele de 5...12 cm;

— un filtru rapid realizat dintr-un cilindru din plexiglas avînd diametrul de 150 mm şi înălţimea de 105 cm. Filtrul s-a echipat alternativ cu nisip cuarţos avînd granulaţia de 0,5···2,5 mm şi de 0,7···1,0 mm. Grosimea stratului de nisip a fost de 70 cm.

Cu modelul astfel conceput s-au efectuat cercetări. la faţa locului, cu apă subterană feruginoasă.

Experimentările s-au efectuat la viteze de filtrare de 5...12 m/h pentru cele două sorturi granulometrice ale masei filtrante. Pentru fiecare caz în parte durata de funcţionare a filtrului a fost de

2...3 ore. După 30 minute de la punerea în funcțiune a instalației s-au determinat turbiditățile și conținutul în fier al apei după fiecare treaptă a liniei tehnologice.

Rezultatele analizelor de laborator sînt redate în tabelele 1 și 2.

Tabela 1

Viteza de filtrare	Apă brută		Apă prefiltrată		Apă filtrată (0,5—2,5 mm)	
	τ mg/l °SiO_2	*Fe* mg/l	τ mg/l °SiO_2	*Fe* mg/l	τ mg/l °SiO_2	*Fe* mg/l
5 m/h	27	1,7	25	1,7	0,45	0,05
8 m/h	27	1,6	27	1,6	1,20	0,05
12 m/h	27	1,7	25	1,7	1,80	0,05

Tabela 2

Viteza de filtrare	Apă brută		Apă prefiltrată		Apă filtrată (0,7—1 mm)	
	τ mg/l °SiO_2	*Fe* mg/l	τ mg/l °SiO_2	*Fe* mg/l	τ mg/l °SiP_2	*Fe* mg/l
5 m/h	27	1,6	25	1,5	0,95	0,01
8 m/h	26	1,6	28	1,6	2,00	0,05
12 m/h	28	1,7	35	1,6	2,00	0,05

Din analiza datelor obținute rezultă că fierul din apa brută în concentrație de 1,7 mg/l s-a redus cu mult sub limita minimă admisă de normele tehnice în vigoare.

În baza rezultatelor experimentale obținute, s-a constatat că efectul prefiltrului de cocs, pentru aceste concentrații de fier în apa brută, a fost neînsemnat, și ca atare acesta a fost eliminat din linia tehnologică.

3. PROIECTAREA STAȚIEI DE DEFERIZARE

Ținînd seama de rezultatele obținute pe stația model, s-a proiectat stația monobloc de deferizare (fig. 2) care cuprinde :

— o cameră de aerare de 1,5×2,0×3,0 m ;

— un decanator de 1,5×2,0×0,9 m sub camera de aerare pentru reținerea unei părți din compușii insolubili ai fierului ;

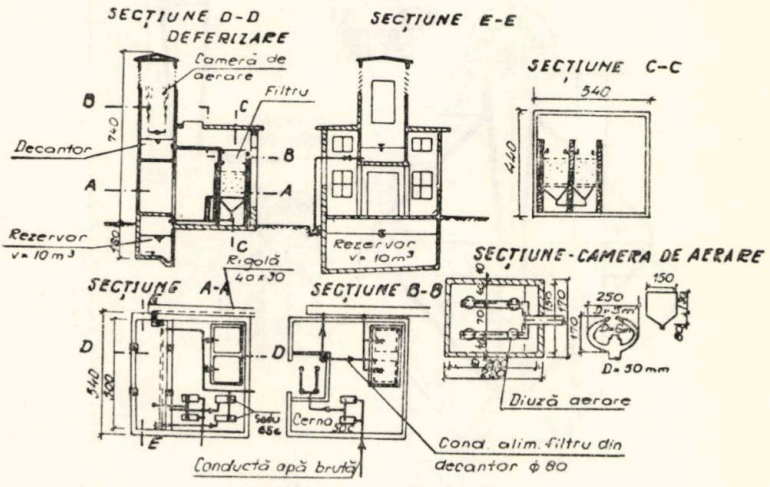


Fig. 2. Secțiuni prin stația de deferizare.

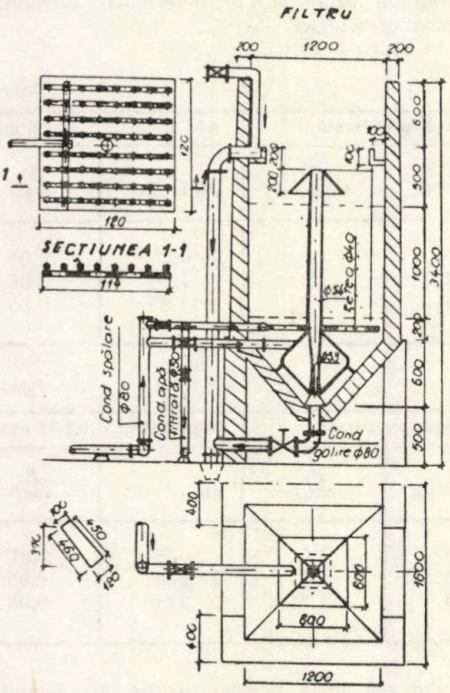


Fig. 3. Secţiuni prin filtrul rapid.

— două filtre rapide (fig. 3) — unul în funcţiune iar celălalt de rezervă avînd suprafaţa de 1,44 m², înălţimea de 3,40 m şi materialul filtrant compus din nisip cuarţos de 0,7...1,0 mm, cu d_{ec}=0,83 mm pe o înălţime de 1,0 m;

— un rezervor subteran de apă filtrată cu un volum de 10 m³ care va trebui să asigure şi apa necesară spălării staţiei de filtrare;

— două pompe Cerna C 50c pentru transportul apei brute de la sursă la camera de aerare;

— două pompe Sadu S 65×3 c care vor servi atît pentru transportul apei din rezervorul de apă filtrată la rezervorul de acumulare amplasat în imediata apropiere a consumatorilor cît şi pentru spălarea filtrelor;

— o pompă manuală amplasată pe planşeul rezervorului subteran de apă filtrată care va servi la golirea acestuia.

Obiectele componente ale staţiei de deferizare s-au inclus într-o clădire de 5×5 m cu înălţimea de 4,30 m, deasupra căreia se dezvoltă camera de aerare.

Spălarea filtrelor rapide se va face cu ajutorul unui ejector (fig. 4).

CONCLUZII

La concentraţiile reduse ale fierului din apă se impune întotdeauna studierea pe model a diferitelor alternative.

Cercetările pe model sînt singurele în măsură să hotărească elementele componente pentru astfel de situaţii.

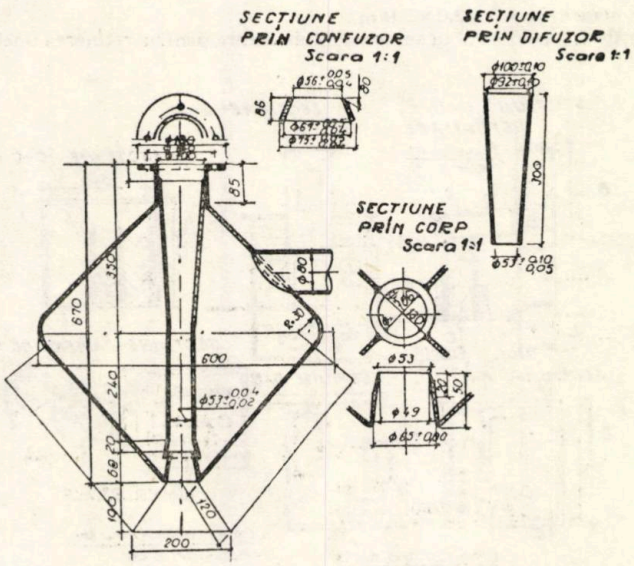


Fig. 4. Ejector de spălare.

La trecerea apei prin obiectele instalației de laborator alcătuită din aerare, prefiltre și filtrare, conținutul în fier al apei subterane s-a redus de la 1,7 mg/l la 0,05 mg/l.

Studiul astfel conceput prezintă interes, în special pentru tratarea apelor cu conținut redus de fier, folosite îndeosebi pentru alimentarea cu apă a localităților din mediul rural cît și a celor din agricultură.

Calea de rezolvare a problemei, urmată în prezenta lucrare, nu este unică. În funcție de conținutul apei subterane și de mijloacele tehnice disponibile, soluțiile se pot diversifica mult, conducînd adeseori la desfășurarea unor linii tehnologice mai complexe.

Dacă în compoziția apei subterane compușii fierului bivalenți sînt greu oxidabili, este necesar să se intensifice procesul de aerare. Montarea unor ventilatoare la ieșirea din camera de aerare, proces studiat în laborator și în unele instalații industriale, reprezintă o soluție corespunzătoare din punct de vedere tehnic și avantajoasă economic. Condiția esențială este asigurarea accesului de aer la baza prefiltrului de cocs și ventilarea bună a întregului spațiu de aerare. Vitezele de filtrare rămîn între aceleași limite.

În cazul compușilor sulfuroși s-a încercat procedeul de aerare mecanică. S-au aplicat atît aeratoare în stații fixe, cît și agregate montate pe plutitori, disponibile de pe urma unor studii anterioare. Rezultatele obținute în laborator au atestat pe de o parte reducerea corespunzătoare a fierului în apa supusă tratării iar pe de altă parte au constituit procedee pentru verificarea capacității de aerare a agregatelor mecanice. Vitezele de filtrare rămîn între limitele 7—8 m/h în condițiile camerelor de cocs respectiv reduse la 4—5 m/h la tehnologiile în care lipsește camera de cocs.

Compușii greu oxidabili pretind de obicei aplicarea unor mijloace chimice. În această ramură aplicativă, încercările de laborator s-au efectuat numai parțial și au dovedit eficiența unei oxigenări intensive prin tratarea cu clor. Trebuie remarcat faptul că în apa supusă deferizării concentrația în sulfați de fier a fost relativ mică. Nu s-au putut studia complet sursele de apă subterană care în fond ridică cele mai grele probleme sub aspectul deferizării.

BIBLIOGRAFIE

1. Jura C.. Contribuții la calculul dispozitivelor de spălare a filtrelor rapide cu ejectoare de mare capacitate. Teză de doctorat I.P. Timișoara, 1966.
2. Giurconiu M. Probleme ale aerării în procese de îmbunătățire a calității apei. Teză de doctorat. I.P. Timișoara, 1972.
3. Mirel I. Contribuții la studiul procesului de filtrare rapidă în perioada inițială de reținere. Teză de doctorat. I.P. Timișoara, 1974.
4. Jura, C., Alimentări cu apă vol. I, II, 1976.
5. Jura, C., Teleguț, M., Guirconiu, M., Mirel, I., Măerean, V. Tratarea apei subterane feruginoase în condițiile uzinelor pentru colectivități restrînse. Hidrotehnica, 10/1965.
6. Giurconiu, M., Hidraulică, lucrări edilitare și instalații sanitare. Editura Did. și Ped. București 1972.

BETRACHTUNGEN ÜBER DAS LENKEN DES EISENGEHALTS BEI GERINGEN EISENKONZENTRATIONEN

ZUSAMMENFASSUNG

In der vorliegenden Arbeit werden die, mittels einer Laborinstallation ausgeführten Untersuchungen, welche als Entwerfsunterlagen für eine Anlage zur Eisengehaltherabsetzung der Art Monoblock, für ein Grundwasservorkommen mit kleinem Eisengehalt und einem Durchfluss von 1,5 l/s dienten, dargelegt.

Bei dem Durchgang des Wassers durch die, aus Belüftungsraum, Vorfiltrierungs- und Filterinstallationen bestehende Laborinstallation wurde der Eisengehalt des Grundwassers von 1,7 mg/l auf 0,05 mg/l reduziert.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

UTILIZAREA METODEI ELEMENTELOR FINITE LA CALCULUL STRUCTURILOR PLANE ALCĂTUITE DIN BARE DREPTE.

DE
M. IVAN

1. INTRODUCERE

Metoda elementelor finite este foarte indicată pentru rezolvarea problemelor inginereşti şi are un domeniu larg de folosire în tehnică. Metoda poate fi utilizată în probleme de calculul structurilor, probleme de rezistenţa materialelor, probleme de mecanica solurilor, precum şi într-o serie de probleme nestructurale cum ar fi probleme hidraulice (scurgeri în medii poroase), probleme termice (conducţia termică) sau probleme legate de distribuţia potenţialelor magnetice şi electrice.

În lucrare se prezintă metoda deplasărilor în formulare matricială pentru calculul structurilor alcătuite din bare drepte.

2. IDEALIZAREA STRUCTURII ÎN METODA ELEMENTELOR FINITE

Metoda se bazează pe înlocuirea structurii reale cu un model matematic format dintr-un număr de elemente cu dimensiuni finite — denumite elemente finite (elemente structurale) — legate între ele numai în noduri. La structurile alcătuite din bare ca elemente finite se consideră barele componente ale structurii. Fiecare element finit este analizat separat, apoi elementele finite se asamblează ţinînd seama de condiţiile de compatibilitate şi se obţine modelul matematic care idealizează structura reală.

În metoda deplasărilor starea de deformare a barei este definită complet dacă se cunosc deplasările secţiunilor de la extremităţile elementului finit (fig. 1).

Dacă la calculul structurii nu se ţine seama de deformaţia produsă de forţa axială (situaţie obişnuită la calculul cadrelor), deplasările u_1 şi u_4 nu se consideră în calcul.

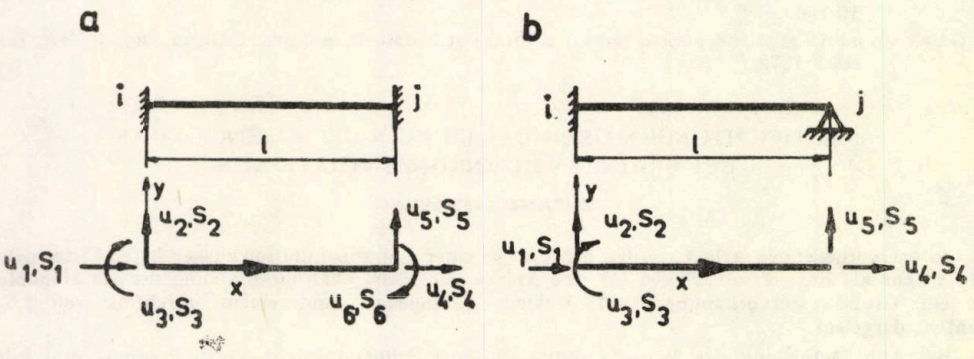


Fig. 1.

3. METODA DEPLASĂRILOR ÎN FORMULARE MATRICEALĂ

3.1 Matricea de rigiditate a barei drepte.

Relaţia forţe-deplasări nodale în formă matriceală se scrie astfel :

$$\{S\}=[k]\ \{u\} \tag{1}$$

unde $[k]$ este matricea de rigiditate a elementului structural (finit). Elementul k_{ij} al matricei $[k]$ reprezintă forța nodală S_i produsă de deplasarea nodală $u_j=1$. Matricea $[k]$ este o matrice pătrată simetrică.

Matricea de rigiditate pentru bara dublu articulată dintr-o structură plană este :

$$[k]=\frac{EA}{l}\begin{bmatrix} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{bmatrix} \tag{2}$$

Matricea de rigiditate pentru bara dublu încastrată cu moment de inerție constant este următoarea :

$$[k]=\frac{E}{l}\begin{bmatrix} A & & & & \\ 0 & \frac{12I}{l^2} & & \text{simetric} & \\ 0 & -\frac{6I}{l} & 4I & & \\ -A & 0 & 0 & A & \\ 0 & -\frac{12I}{l^2} & \frac{6I}{l} & 0 & \frac{12I}{l^2} \\ 0 & -\frac{6I}{l} & 2I & 0 & \frac{6I}{l} \quad 4I \end{bmatrix} \tag{3}$$

iar pentru bara încastarat-articulată :

$$[k]=\frac{E}{l}\begin{bmatrix} A & & & & \\ 0 & \frac{3I}{l^2} & \text{simetric} & & \\ 0 & -\frac{3I}{l} & 3I & & \\ -A & 0 & 0 & A & \\ 0 & -\frac{3I}{l^2} & \frac{3I}{l} & 0 & \frac{3I}{l^2} \end{bmatrix} \tag{4}$$

Dacă în calcul se neglijează rigiditatea axială în matricele (3) și (4) se șterge linia întîi și a patra, respectiv coloana întîi și a patra.

3.2. **Sisteme de coordonate**

La calculul structurilor static nedeterminate se utilizează două sisteme de coordonate. Un sistem de coordonate structural în care se definește vectorul deplasărilor nodurilor structurii $\{U\}$ și vectorul forțelor echivalente $\{P_e\}$ (aplicate numai în noduri) ale cărui elemente corespund deplasărilor $\{U\}$ (fig. 2a). Sistemul de coordonate elementar se obține din discretizarea structurii în elemente finite. În acest sistem de coordonate elementar se definește vectorul deplasărilor nodale elementare $\{u\}$ și vectorul forțelor nodale elementare $\{S\}$ (fig. 2b).

$$\{U\}=[U_1U_2U_3]^T\ ;\ \{P_e\}=[P_1P_2P_3]^T \tag{5a, b}$$

$$\{u\}=[u_1\ u_2\ u_3\ u_4\ u_5\ u_6\ u_7\ u_8\ u_9\ u_{10}\ u_{11}\ u_{12}]^T \tag{6a}$$

$$\{S\}=[S_1\ S_2\ S_3\ S_4\ S_5\ S_6\ S_7\ S_8\ S_9\ S_{10}\ S_{11}\ S_{12}]^T \tag{6b}$$

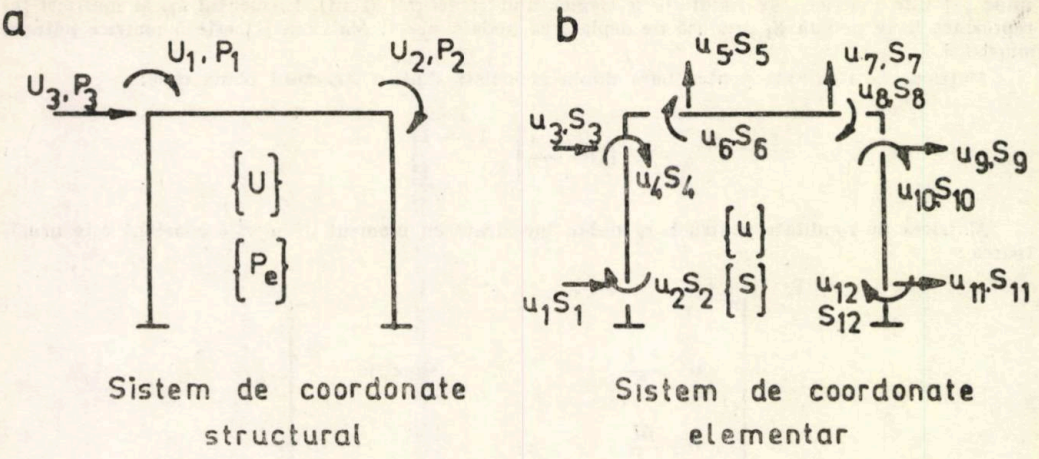


Fig. 2.

Cînd forţele exterioare sînt aplicate între noduri şi în cazul forţelor distribuite, acestea se înlocuiesc cu un sistem de forţe echivalente aplicate numai în nodurile structurii. Condiţia pe care trebuie s-o îndeplinească forţele echivalente este ca ele să producă aceleaşi deplasări de noduri ca forţele exterioare reale.

3.3. Matricea de transformare a deplasărilor

Relaţia între deplasările nodale $\{u\}$ ale elementelor finite şi deplasările nodurilor structurii se determină din ecuaţia matriceală :

$$\{u\}=[a]\,\{U\} \tag{7}$$

Prin multiplicare cu matricea de transformare $[a]$, vectorul deplasărilor $\{U\}$ este transformat în vectorul deplasărilor $\{u\}$. Ecuaţia (7) constituie o ecuaţie de compatibilitate a deplasărilor, care asigură asamblarea structurii. Matricea $[a]$ este o matrice dreptunghiulară care are numărul de coloane egal cu numărul deplasărilor nodurilor structurii, iar numărul de linii egal cu numărul deplasărilor nodale ale elementelor finite considerate în calcul. Elementele din coloana j a matricei $[a]$ reprezintă deplasările nodale ale elementelor finite u_i $(i=1, 2, \ldots, n)$ cînd se imprimă structurii deplasarea $U_j=1$ celelalte deplasări ale nodurilor fiind nule. Satisfacerea condiţiei ca numai $U_j=1$ se asigură lucrînd pe structura de bază din metoda deplasărilor.

3.3. Ecuaţia funoamentală a metodei deplasărilor.

Forţele nodale elementare $\{S^{(i)}\}$ sînt legate de deplasările corespunzătoare prin ecuaţia matriceală :

$$\{S^{(i)}\}=[k^{(i)}]\,\{u^{(i)}\} \tag{8}$$

în care (i) arată elementul finit. Cîte o ecuaţie de forma (8) se poate scrie pentru fiecare element finit în parte. Aceste ecuaţii pot fi restrînse într-o singură ecuaţie matriceală de forma :

$$\{S\}=\overline{[k]}\,\{u\} \tag{9}$$

în care :

$$\{S\}=[\{S^{(1)}\}\,\{S^{(2)}\}\ldots\{S^{(i)}\}\ldots\{S^{(m)}\}]^T \tag{10}$$

$$\{u\}=[\{u^{(1)}\}\,\{u^{(2)}\}\ldots\{u^{(i)}\}\ldots\{u^{(m)}\}]^T \tag{11}$$

$$\overline{[k]}=[[k^{(1)}]\,[k^{(2)}]\ldots[k^{(i)}]\ldots[k^{(m)}]]. \tag{12}$$

Matricea $\overline{[k]}$ conţine pe diagonală, matricele de rigiditate ale elementelor finite şi poartă numele de matricea diagonală a rigidităţii (matricea rigidităţii elementelor nelegate).

Dacă se egalează lucrul mecanic virtual produs de forţele exterioare echivalente cu energia potenţială de deformaţie a structurii discretizate în elemente finite se obţine :

$$\{\delta U\}^T\{P_e\}=\{\delta u\}^T\{S\}. \tag{13}$$

Cu deplasarea virtuală pentru elementele finite din ecuaţia (7) şi ţinînd seama că deplasarea virtuală $\{\delta U\}$ este arbitrară se obţine :

$$[a]^T\{S\}=\{P_e\}. \tag{14}$$

Relaţia (14) cu expresia (9) pentru $\{S\}$ devine :

$$[a]^T[\bar{k}]\{u\}=\{P_e\}. \tag{15}$$

în care introducînd deplasările din (9) se obţine :

$$[a]^T[\bar{k}]\,[a]\,\{U\}=\{P_e\}\ (15\ a)\quad \text{sau}\quad [K]\,\{U\}=\{P_e\} \tag{16}$$

unde s-a folosit notaţia :

$$[K]=[a]^T[\bar{k}]\,[a]. \tag{17}$$

Matricea $[K]$ reprezintă matricea rigidităţii structurii şi se calculează folosind matricele de rigiditate ale elementelor finite în care s-a discretizat structura. Această matrice se mai poate calcula şi din relaţia :

$$[K]=\sum_{i=1}^{m}[a^{(i)}]^T[k^{(i)}]\,[a^{(i)}] \tag{18}$$

Ecuaţia (16) este ecuaţia fundamentală a metodei deplasărilor, care exprimă condiţiile de echilibru static al structurii după direcţiile legăturilor suplimentare introduse pe structura de bază.

3.4. Calculul deplasărilor reale.

Deplasările nodurilor structurii se determină din ecuaţia (16) şi au expresiile :

$$\{U\}=[K]^{-1}\{P_e\} \tag{19}$$

iar deplasările nodale ale elementelor finite :

$$\{u\}=[a]\,\{U\}=[a]\,[K]^{-1}\{P_e\}. \tag{20}$$

3.5. Calculul forţelor nodale elementare.

Forţele nodale elementare produse de forţele echivalente se calculează din ecuaţia (9) în care se introduc deplasările nodale din relaţia matriceală (7).

$$\{S\}=[\bar{k}]\,\{u\}=[\bar{k}]\,[a]\,\{U\}. \tag{21}$$

Forţele nodale finale se determină din relaţia :

$$\{S_f\}=\{S_0\}+\{S\} \tag{22}$$

în care $\{S_0\}$ reprezintă vectorul forţelor nodale de la extremităţile elementelor finite produs de aplicarea forţelor exterioare reale pe structura de bază.

4. CONCLUZII

Calculul structurilor utilizînd metoda deplasărilor în formulare matriceală are avantajul că permite utilizarea calculatoarelor numerice în toate etapele de calcul, asigură calculul rapid al diagramelor de eforturi din acţiuni directe şi indirecte, permite determinarea directă a eforturilor din structură în ipotezele de dimensionare.

BIBLIOGRAFIE

1. J. S. Przemieniecki, Theory of matrix structural analysis. Mc. Graw-Hill, Book Company. New York, 1968.
2. Ping-Chun Wang, Metode numerice şi matriceale în Mecanica construcţiilor. Trad. din l. engleză. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1970.
3. Ch. Massonnet ş.a., Calculul structurilor la calcultaoare electronice. Trad. din l. franceză. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1974.
4. A. Scarlat, Rezolvarea în formă matriceală a structurilor static nedeterminate, I.C. Bucureşti, 1970.

ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА КОНЕЧНЫ ЭЛЕМЕНТОВ ДЛЯ РАСЧЕТА ПЛОСНИХ НЕСУЩИХ СХЕМ ИЗ ПРЯМОЛИНЕЙНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

РЕЗЮМЕ

В работе представляется применение метода перемещений в матричной формулеровке, для расчета пласких несущих схем, дискретизированных в конечных элементах. Преимущество применения метода перемещений в матричной формулеровке, состоит в том что позволяет использование цифровых вычислительных машин на всех этапах расчета.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) **Fascicola 1—1977**

CONSIDERAŢII PRIVIND CALCULUL LA STAREA LIMITĂ DE FISURARE A ELEMENTELOR DE BETON ARMAT SOLICITATE LA ÎNCOVOIERE CU TORSIUNE

DE

A. MIHĂESCU, I. PĂTCAŞ, C. FURDUI, GH. DĂNEŢIU, LIANA BOB

1. CONSIDERAŢII GENERALE

Analiza interacţiunii momentelor de torsiune şi încovoiere, asupra comportării elementelor de beton armat la starea limită de fisurare, efectuată pe baza încercărilor proprii /4/, /5/, /6/ şi a altor autori /2/, /3/ arată că se disting trei domenii, caracteristice de comportare a elementelor de beton armat solicitate la încovoiere cu torsiune :

a) Domeniul *„torsiunii preponderente"* $\psi \geq 1/2$, ($\psi = M_t/M_i$) pentru care elementele de beton armat au o *comportare asemănătoare torsiunii pure* la care prezenţa încovoierilor mici este chiar favorabilă. Torsiunea este favorizată de prezenţa încovoierilor mici din cauză că zona comprimată produsă de încovoiere reduce zona întinsă provocată de torsiune.

b) Domeniul *„încovoierii preponderente"* $\psi \leq 1/5$ ($1/10$), (funcţie de forma şi alcătuirea secţiunii) pentru care elementele de beton armat au o *comportare asemănătoare încovoierii pure,* cu deosebirea că o prezenţă a torsiunii cît de mică reduce din capacitatea portantă la încovoiere. Aceasta se datoreşte faptului că torsiunea roteşte axa neutră făcînd ca zona comprimată să scadă cu creşterea torsiunii. În acest domeniu reducerea capacităţii la încovoiere, dată de torsiune, este însă mică.

Acest domeniu este cel mai des întîlnit în practică.

c) Domeniul *„încovoiere, torsiune"* $1/2 > \psi > 1/5$ ($1/10$) pentru care la comportarea elementelor de beton armat trebuie să se ţină seama de influenţa mare pe care o are interacţiunea celor două solicitări.

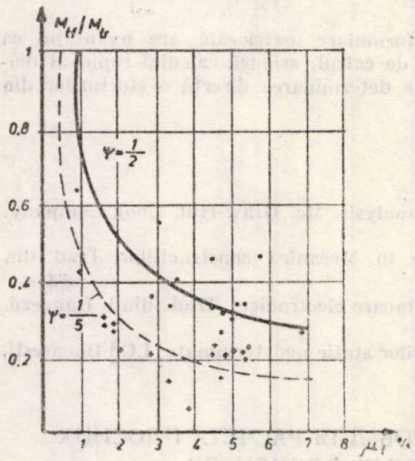


Fig. 1.

2. CALCULUL LA STAREA LIMITA DE FORMARE A FISURILOR

Încercările experimentale efectuate /1/, /4/, /5/, /6/, permit scoaterea în evidenţă a următoarelor concluzii :

— pentru calculul momentului de fisurare influenţa armăturii este foarte mică, de aceea se poate neglija (fig. 1) ;

— procesul de formare şi deschidere a fisurilor este influenţat în principal de raportul dintre torsiune şi încovoiere (ψ).

Astfel, *în domeniul „torsiuni preponderente"* $\psi \geq 1/2$, momentul de fisurare la torsiune se calculează cu relaţia dată de prevederile STAS 10107/0-1976 ; solicitarea de încovoiere avînd o influenţă mică, în general favorabilă asupra capacităţii de fisurare la torsiune.

In domeniul „încovoierii preponderente" $\psi \leq 1/5$ (1/10), elementele se calculează cu relaţia dată pentru încovoiere ; valorile mici ale torsiunii influenţează puţin fisurarea datorită încovoierii, iar valorile teoretice sînt acoperitoare faţă de valorile experimentale.

Pentru domeniul „încovoiere, torsiune" $1/2 > \psi > 1/5$ $(1/10)$, trebuie să se țină seama de influența lui ψ. În acest caz se poate calcula momentul de fisurare cu relația de la încovoiere redusă cu coeficientul experimental η_{if} (fig. 2) :

$$M_{if} = \eta_{if} M_{if} , \tag{1}$$

unde : M_{if} este momentul de încovoiere pură,
iar :

$$\eta_{if} = 1 - 0{,}7\,\psi. \tag{2}$$

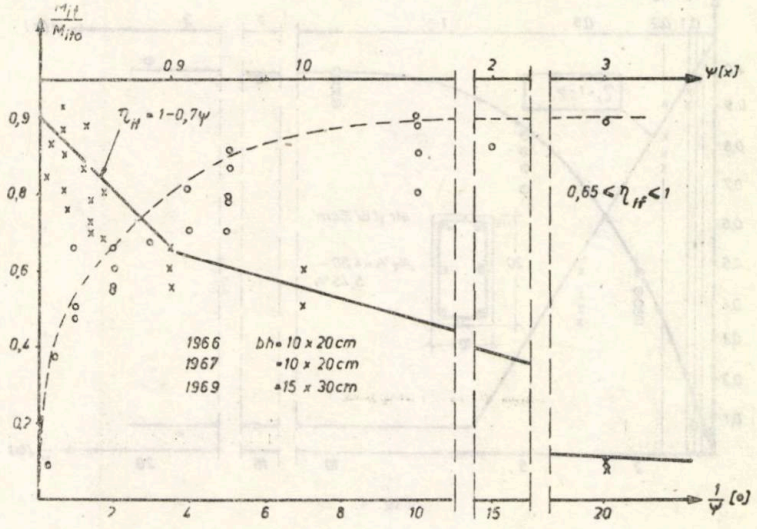


Fig. 2.

3. CALCULUL LA STAREA LIMITĂ DE DESCHIDERE A FISURILOR

Formarea și deschiderea fisurilor pentru elementele de beton armat, solicitate la încovoiere cu torsiune, este un proces complex, mărimea și orientarea fisurilor fiind într-o strînsă dependență de valoarea lui ψ.

În domeniul „torsiunii preponderente" $\psi \geqslant 1/2$, în general deschiderea fisurilor în exploatare este mică ($\alpha \leqslant 0{,}1$ mm). Acest lucru se explică și prin faptul că elementele de beton armat solicitate la torsiune ca să lucreze în exploatare cu fisuri trebuie să aibă procentul total de armare ridicat ($\mu_t\% \geqslant 3{,}0\%$) /1/, (fig. 3).

Încercările experimentale precum și /2/, /3/ arată că, în aproape toate cazurile fisurile nu au depășit deschiderea de 0,2 mm în exploatare. La unele elemente nu s-a produs fisurarea la trecapta de exploatare, iar la altele deschiderea fisurii de 0,2 mm a marcat începutul ruperii elementului (curgerea armăturii).

Rezultă că pentru elementele corect alcătuite la torsiune și care în exploatare lucrează în stadiul II (cu fisuri) în domeniul „torsiunii preponderente" ($\mu_t\% \geqslant 3{,}0\%$), fisurile au deschidere mică și nu mai este necesară verificarea acestor elemente la starea limită de deschidere a fisurilor.

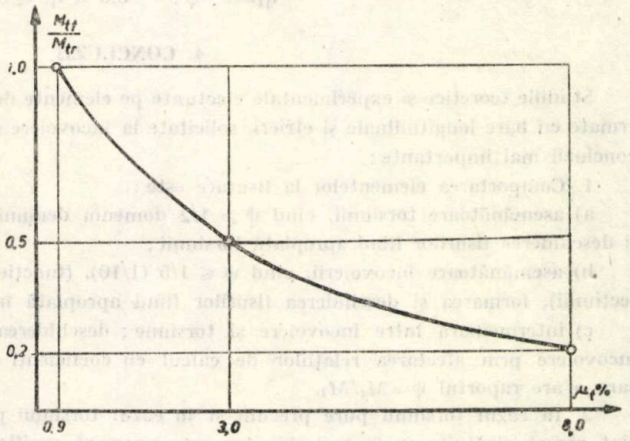


Fig. 3.

În domeniul „încovoierii preponderente" $\psi \leqslant 1/5$ $(1/10)$, formarea și deschiderea fisurilor este asemănătoare încovoierii pure, iar relațiile de calcul de la încovoiere (STAS 10107/0-76) sînt acoperitoare și pot fi folosite în acest caz atunci cînd încovoierea este însoțită de torsiuni mici ; acesta fiind cazul cel mai frecvent întîlnit în practică.

În domeniul „încovoiere-torsiune" $1/5$ $(1/10) < \psi < 1/2$, relațiile de calcul de la încovoiere sînt mult acoperitoare, iar cele de la torsiune /1/ mult mai mici față de mărimile deschiderilor măsurate experimental.

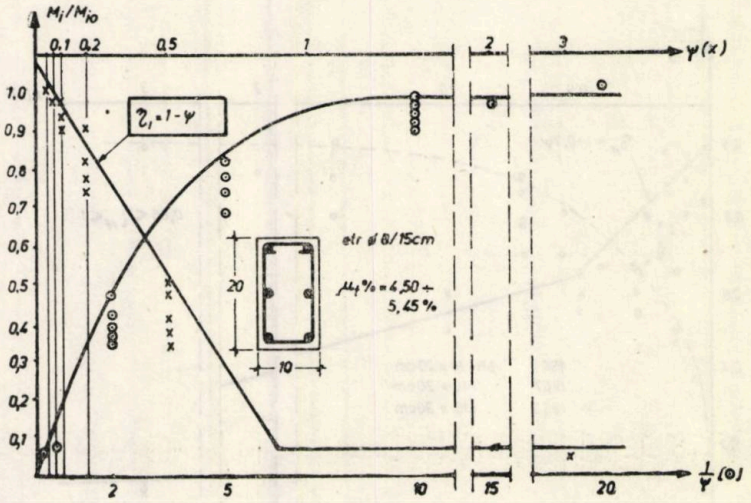


Fig. 4.

În acest caz se propune reducerea deschiderii teoretice de calcul a fisurilor, determinată la încovoiere conform STAS 10107/0-1976 cu coeficientul η_i, dedus în lucrarea /6/, (fig. 4). astfel :

$$\alpha_f = \psi \frac{\sigma_a}{E_a} \lambda_f \cdot \eta_i , \tag{3}$$

în care :

$$\eta_i = 1 - \psi ; \qquad 0{,}5 \leqslant \eta_i \leqslant 0{,}9 \tag{4}$$

4. CONCLUZII

Studiile teoretice și experimentale efectuate pe elemente de beton armat, de secțiune prismatică armate cu bare longitudinale și etrieri, solicitate la încovoiere și torsiune, au scos în evidență cîteva concluzii mai importante :

1. Comportarea elementelor la fisurare este :

a) asemănătoare torsiunii, cînd $\psi \geqslant 1/2$ domeniu denumit „torsiune preponderentă", formarea și deschiderea fisurilor fiind apropiată torsiunii ;

b) asemănătoare încovoierii, cînd $\psi \leqslant 1/5$ (1/10), (funcție de mărimea și modul de alcătuire a secțiunii), formarea și deschiderea fisurilor fiind apropiată încovoierii ;

c) intermediară între încovoiere și torsiune ; deschiderea fisurilor poate fi determinată ca la încovoiere prin afectarea relațiilor de calcul cu coeficienți care țin seama de influența mare pe care o are raportul $\psi = M_t/M_i$.

2. În cazul torsiunii pure precum și în cazul torsiunii preponderente, atunci cînd elementele sînt corect alcătuite ($\mu_t\% \geqslant 3{,}0\%$), nu este necesară verificarea la starea limită de deschidere a fisurilor.

BIBLIOGRAFIE

1. Mihăescu A., Pătcaș I, Mateescu V., Furdui C., Liana Bob, Calculul mărimii deschiderii fisurilor la elemente de beton armat solicitate la torsiune pură, Buletinul Stiințific și Tehnic al I.P. Timișoara, Tom 19, fasc. 2/1974.
2. Cowen H. J. Design of beams subject to torsion related to the new australian cods, Detroit JACI, vol. 31, N-7, 1960.
3. Lampert P., Thürliman B., Torsion-Beige-Versuche an Stahlbetonbalken ; Bericht No. 6506-3-Institut für Baustatik ETH Zürich, 1969.
4. Gercetări de laborator și studiu teoretic experimental privind fisurarea elementelor de beton armat prismatice dreptunghiulare, solicitate la încovoiere cu torsiune. Referat INCERC I.P.T., 1966.
5. Încercarea la încovoiere cu torsiune a unor grinzi de beton armat cu secțiunea transversală dreptunghiulară. Referat INCERC — I.P.T., octombrie 1967.
6. Stabilirea de relații practice pentru calculul la fisurare al elementelor de beton armat supuse la torsiune cu încovoiere și recomandări pentru proiectare. Referat INCERC — I.P.T., Timișoara, 1974.
7. A. Avram, I. Filimon, Influența dimensiunilor epruvetelor și calității betonului asupra plasticizării parțiale a zonei întinse a elementelor încovoiate din beton simplu, Buletin Științific și Tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, Tom 2, 1962
8. C. Avram ș.a. Espacement et cuverture des fissures des éléments prismatiques en béton armé soumis à la torsion pure, CEB – Octobre 1966
9. Formarea și deschiderea fisurilor la torsiune cu încovoiere, Ref. INCERC, Timișoara 1973.

BETRACHTUNGEN ZUM GRENZZUSTAND DER RISSBILDUNG VON STAHLBETONBALKEN UNTER BIEGUNG UND TORSION

ZUSAMMENFASSUNG

Die der Arbeit zugrunge liegenden Untersuchungen wurden von der Filiale INCERC Timișoara in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Stahlbeton der Technischen Hochschule „Traian Vuia" Timișoara durchgeführt. Dabei wurden die Rissbildung und die Rissweiten von Stahlbetonbalken unter Biegung und Toursion untersucht.

Die prismatischen Balken hatten als Bewehrung Längsstäbe und Bügel. Als wichtigste Ergebnisse werden angeführt :

1. Das Rissverhalten unter Biegung und Torsion ist :
   - ähnlich zum Rissverhalten bei Torsion, im „Bereich der vorherrschenden Torsion" mit $\Psi \geq 1/2$. Ähnlichkeit besteht sowohl in bezug auf die Rissbildung wie auch was die Risswerte anbelangt ;
   - ähnlich zum Rissverhalten bei Biegung, bei $\Psi \leq 1/5$ (1/10), in bezug auf Rissbildung und Risswerte ;
   - zwischen dem entsprechend der Biegung und dem entsprechend der Torsion einzugliedern. Die Rissweite kann wie bei Biegung, aber mit einem vom Verhältnis $\Psi = M_t/M_l$ abhängigen Korrekturkoeffizienten, bestimmt werden.
2. În falle reiner Torsion oder vorherrschender Torsion muss kein Nachweis für den Grenzzustand der Rissöffnung erbracht werden, sobald die Balken korrekt ausgebildet sind ($\mu_t \% \geq 3\%$).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

STRUCTURI CU ZĂBRELE CU IMPERFECŢIUNI LA NODURI

DE

I. MUNTEANU; R. BĂNCILĂ

Studiul de faţă a fost întocmit ca urmare a cerinţelor unor contracte de colaborare cu producţia.

1. Necentrarea perfectă a barelor în nodurile unei structuri cu zăbrele este inerent legată de executarea ei; ea influenţează asupra stării de eforturi funcţie de sensul de acţionare al forţelor axiale din bare şi al excentricităţilor ce intervin.

Prezenţa unei legături imperfecte a barelor în noduri constituie o problemă deschisă, în special în ceea ce priveşte determinarea gradului de legare real $\varkappa$; ($\varkappa=0$ pentru articulaţia perfectă, $\varkappa=1$ pentru încastrarea perfectă).

2. Soluţionarea statică a unei structuri cu zăbrele cere rezolvarea ecuaţiei:

$$\{R\}=[r]\{Z\}+\{R_A\}=\{0\}$$

unde pentru structurile cu noduri rigide, avem:

$$\{Z\}=\{Z_\Delta,\ Z_\varphi\}^t.$$

Matricea $[r]$ cuprinde rigidităţile barelor; ele depind de gradul de legare $\varkappa$ al barelor ij în noduri şi sînt de forma

$$r_{hh}=\sum K^{ij}_{hh} \quad \text{sau} \quad r_{hl}=K^{ij}_{kl}.$$

Matricea $\{R_A\}$ conţine eforturile din structura de calcul, din acţiunile date în nodurile acesteia. Starea de eforturi, obţinută prin suprapuneri, va fi:

$$\{H\}=\{H^0\}+\{\eta\}\{Z\}$$

Dacă nodurile structurii cu zăbrele sînt articulaţii perfecte, rezultă $\{H\}=\{\ldots N^{ij}\ldots\}^t$; pentru cazul $\varkappa\neq 0$, se obţine $\{H\}=\{\ldots N^{ij}\ldots,\ldots M^{ij}\ldots,\ldots T^{ij}\ldots\}^t$.

3. Efectul necentrării perfecte a barelor în noduri este dat de vectorul $\{R_A\}$ al cărui termen curent pentru nodul i, este $R_i=\sum_j N^{ij}\cdot e^{ij}$; (fig. 1).

4. Dacă barele nu sînt perfect articulate în noduri, efectul suplimentar ce rezultă în nodul i se introduce sub forma $R_i=\sum_j \mathfrak{M}^{ij}$, unde $\mathfrak{M}=cEI\Delta/l^2$ şi unde $c=c(\varkappa)$, iar Δ este deplasarea liniară a nodului pe direcţia perpendiculară pe bară, ca efect al eforturilor N^{ij}; (pentru $\varkappa=1$, $c=6$).

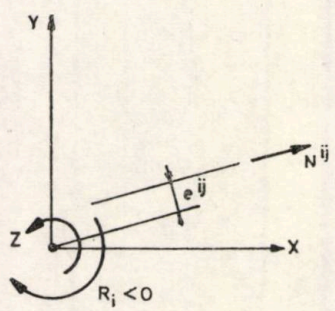


Fig. 1.

5. Soluţionarea prin aproximaţii succesive a sistemului de ecuaţii se poate concepe sub forma: 1. echilibrarea momentului suplimentar se face numai între barele concurente în nodul respectiv şi 2. prin echilibrări succesive între nodurile întregii structuri; rezultatele primei forme de lucru sînt în general insuficiente. După mai multe echilibrări succesive, pe capătul i al barei ij se obţine momentul $M^{ij}=-(3/2)\sum R_i\,(K^{ij}_{ii}/K_{ii})$, pentru $i=1,\ldots,n$.

6. Consolidarea barelor, pentru a rezista eforturilor suplimentare din necentrarea perfectă a lor în noduri, se face cu elemente sudate, ştiind că:

— elementele de consolidare se aplică pe cît posibil, simetric față de axele de simetrie ale secțiunilor barei inițiale, astfel încît ele să fie cît mai puțin descentrate.

— elementele de consolidare se aplică astfel încît cordoanele de sudură să se execute cît mai ușor ; ele se vor fixa și de guseu, pe toată lungimea barei ; pentru tălpi ele se extind dincolo de punctul teoretic.

Verificarea se face cu formula $\sigma = N/(\varphi)A \pm M/W$.

7. Schema din figura 2 arată aceste operații de lucru.

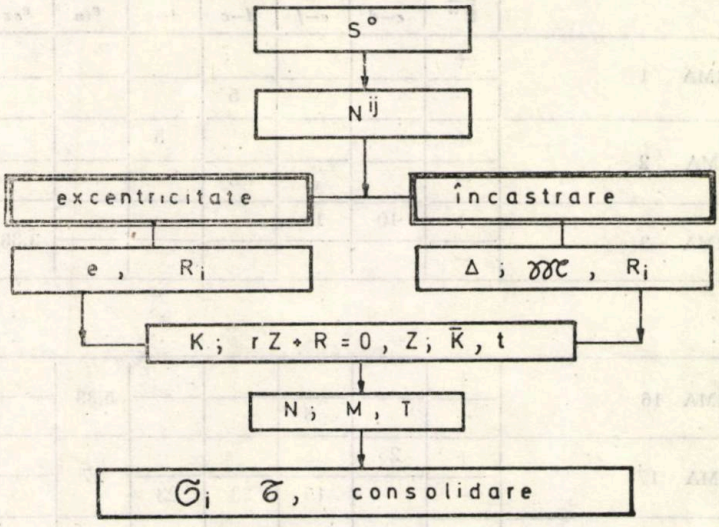


Fig. 2.

8. PROBLEMA PRACTICĂ.

8.1. Cu ocazia verificării unui număr de 19 ferme executate pentru o hală industrială, s-au constatat abateri de la centrarea barelor în noduri, conform cu releveul din tabelul 1. În figura 3 sînt arătate dimensiunile generale ale fermei, lungimile barelor (mm), forțele aplicate în noduri, eforturile în bare (*tf*), alcătuirea secțiunilor barelor și ariile acestora (cm²). Excentricitățile d_1 și d_2 din releveu și cele de calcul, obținute cu relația $e_{ex.,\,(in)} = d_1 + d_2)/(\mathrm{ctg}\alpha + \mathrm{ctg}\beta)$, sînt conforme cu figura 4. Momentele pe nod vor fi : $R_{i,\,ex} = (N^{ij} - N^{im}) \cdot e_{ex} = \Delta N \cdot e_{ex}$; $R_{i,\,in} = \Delta N \cdot e_{in}$

Exemplu : ferma nr. 16 : nod *e*, $\Delta N = 33{,}615$ *tf* ; $R_{e,\,in} = 33{,}615 \cdot 0{,}533 = -17{,}92 tfcm$.

8.2. Calculul exact conduce la soluționarea unui sistem de ecuații cu tot atîtea necunoscute cîte noduri are structura cu zăbrele (în cazul de față, 21 noduri). Pentru nodul e al grinzii cu zăbrele nr. 16, de ex., este scrisă ecuația : $0{,}93Z_c + 0{,}08Z_d + 3{,}90Z_e + 0{,}02Z_f + 0{,}93Z_g + 17{,}92 = 0$, iar momentele sînt : $M_{ec} = -18{,}10$; $M_{ed} = -1{,}42$; $M_{ef} = +0{,}10$; $M_e = +1{,}71$ *tfm*.

În figura 5 este arătată grinda cu zăbrele nr. 16 : momentele în noduri din necentrarea barelor sînt echilibrate în mod simplificat, numai în nodul respectiv, (valori în paranteze) și prin metoda exactă (valori fără paranteze).

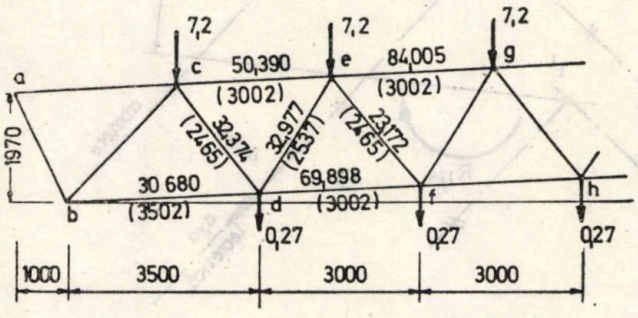


Fig. 3.

Bara	Secțiunea	
	Alcăt.	arie [cm²]
e - c	T	73,5
e - g	T	73,5
e - d	⊓	38,4
e - f	⊓	18,8
d - b	⊥	51,4
d - c	⊓	24,6
d - f	⊥	51,4

Tabelul 1

Nr.	Element	Excentricităţi după releveu d_1 şi d_2					Excentricităţi transformate			
		semn abatere	Nod şi diagonale							
			Nod *e*		Nod *d*		Nod *e*		Nod *d*	
			e–*d*	*e*–*f*	*d*–*c*	*d*–*e*	e_{in}	e_{ex}	e_{in}	e_{ex}
1	FERMA 1	+								3,33
		–			5					
2	FERMA 2	+				5				7
		–			5					
3	FERMA 3	+	10	15				3,33		
		–								
.	.			.	.	.	.	.	.	
.	.			.	.	.	.	.	.	
.	.			.	.	.	.	.	.	
16	FERMA 16	+					5,33			
		–		8						
17	FERMA 17	+	25				27			
		–		15	23	23				
18	FERMA 18	+			15	15				
		–								
19	FERMA 19	+			8				3,33	
		–	8	8						

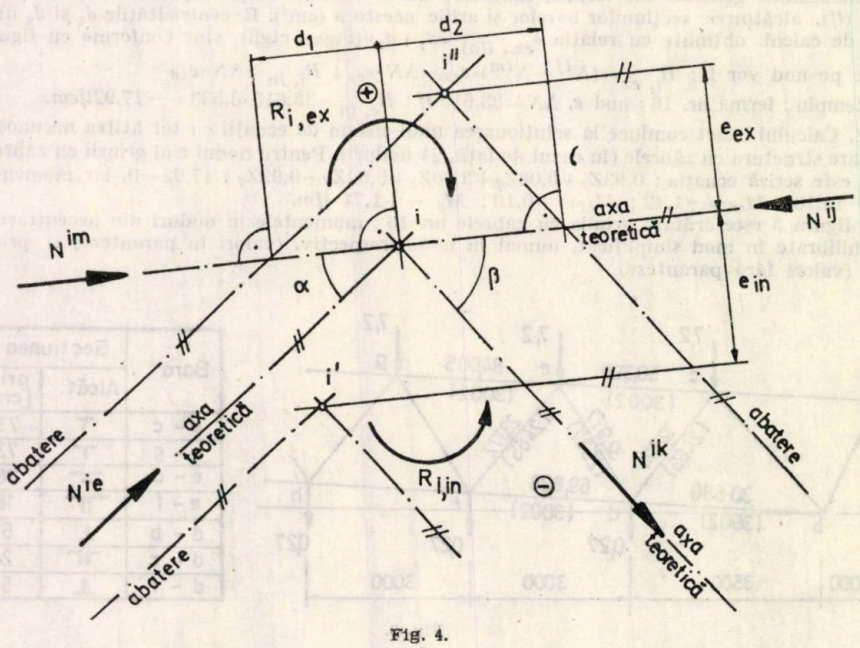


Fig. 4.

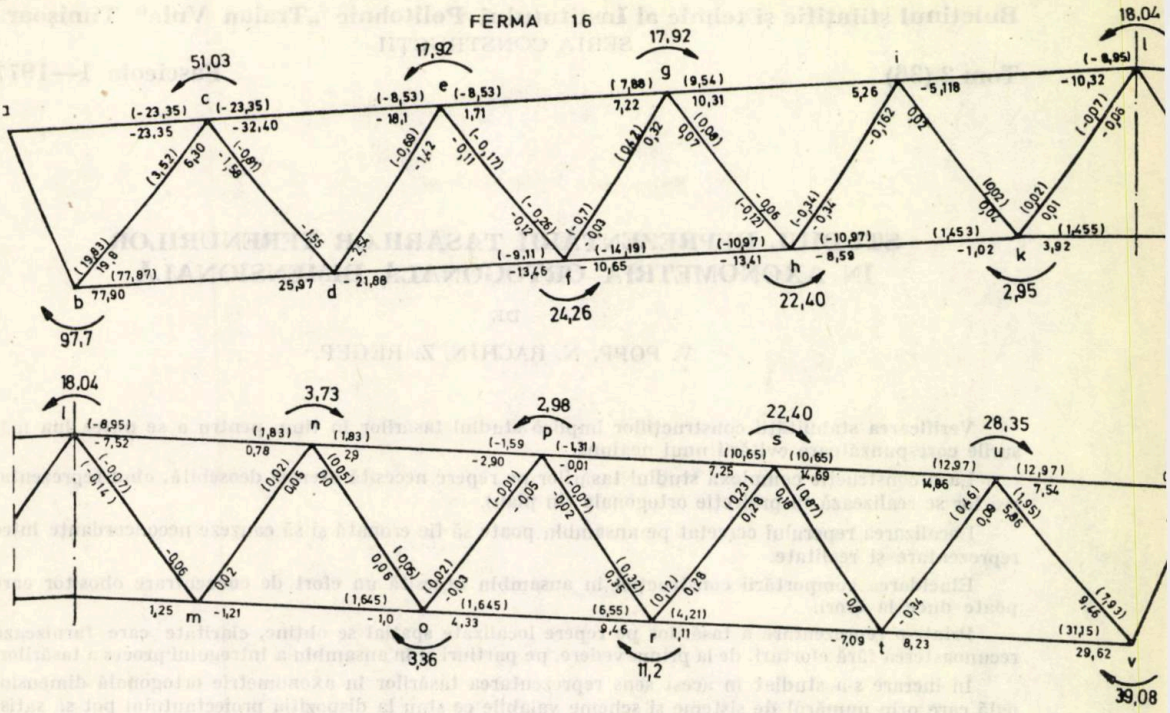


Fig. 5.

9. CONCLUZII

— Dacă excentricităţile sînt în număr mic şi la noduri relativ îndepărtate unul faţă de altul, calculul simplificat este acceptabill; la ferme cu necentrări numeroase, ca şi în general, este necesar un calcul exact deoarece cel simplificat este în multe cazuri descoperitor.

— Efectul de încastrare adus de îmbinările reale este favorabil la barele comprimate, mărind sarcina critică de flambaj.

— Deoarece sortimentul de profile nu permite ca $\sigma_{ef} = \sigma_a$, anumite rezerve existente în bare pot acoperi surplusul de efort rezultat prin necentrarea perfectă.

— La cele 19 ferme cercetate s-au constatat cazuri în care din momentele datorate excentricităţii în noduri, diferenţele de efort $\Delta\sigma$ erau de 1... 20%. Barele la care s-a depăşit σ_a au fost consolidate.

— Momentele provenite din excentricităţi relativ mici ($\leqslant 5$ mm) nu atrag după sine, în general, necesitatea consolidării barelor.

— Deoarece prin natura lor, necentrările şi deci depăşirile de eforturi, $\Delta\sigma = \sigma_{ef} - \sigma_a$, sînt întîmplătoare, problema se impune a fi considerată cu toată atenţia de către beneficiar.

BIBLIOGRAFIE

1. Mateescu D., Gădeanu L., Mercea Gh,. Construcţii metalice, Timişoara, 1971,
2. Munteanu I., Calculul static al structurilor, Timişoara, 1976.
3. Băncilă R., Bondariuc V., Influenţa excentricităţilor în nodurile grinzilor cu zăbrele asupra stării de eforturi. Sesiunea I.P. — INCERC, Cluj-Napoca, martie 1976.

SUMMARY

The Influence of Eccentricitity in Knots on the State of Strain in Plane Trusses.

The paper is concerned with the way of distribution of moments wich appeared because of the uncentring of the bars in knots in plane trusses and the state of strain in bars.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

STUDIUL REPREZENTĂRII TASĂRILOR TERENURILOR ÎN AXONOMETRIA ORTOGONALĂ DIMENSIONALĂ

DE

V. POPP, N. RACHIN, Z. REGEP.

Verificarea stabilităţii construcţiilor implică studiul tasărilor în timp pentru a se putea lua măsurile corespunzătoare evitării unui neajuns.

La o construcţie complexă studiul tasărilor pe repere necesită atenţie deosebită, cînd reprezentarea lor se realizează în proiecţie ortogonală (în plan).

Localizarea reperului cercetat pe ansamblu poate să fie eronată şi să cauzeze neconcordanţe între reprezentare şi realitate.

Elucidarea comportării construcţiei în ansamblu necesită un efort de concentrare obositor care poate duce la erori.

Printr-o reprezentare a tasărilor pe repere localizate spaţial se obţine, claritate care furnizează recunoaşterea fără eforturi, de la prima vedere, pe partiuri şi în ansamblu a întregului proces a tasărilor.

În lucrare s-a studiat în acest sens reprezentarea tasărilor în axonometrie ortogonală dimensională care prin numărul de sisteme şi scheme valabile ce stau la dispoziţia proiectantului pot să satisfacă cu prisosinţă toate cerinţele şi pretenţiile ştiinţei şi tehnicii actuale.

Se exclud neconcordanţele între studiile de cercetare şi cunoaşterea reală. Reprezentările pentru perfecta determinare a procesului de tasare se împuţinează şi claritatea creşte.

Axonometria ortogonală dimensională ($m\measuredangle = 1{,}8$)

X←—O—→Y ↑Z	θ	φ	η	X	Y	Z
ZOX	162°	93°30′	104°30′	0,9	1	0
		97°00′	101°00′	0,8	1	0
		100°30′	97°30′	0,7	1	0
		104°10′	93°50′	0,4	1	0
XOY	104°30′	162°	93°30′	0,4	0,9	1
	101°00′		97°00′	0,6	0,8	1
	97°30′		100°30′	0,8	0,7	1
	93°50′		104°10′	0,9	0,4	1
YOZ	93°30′	104°30′	162°	1	0,4	0,9
	97°00′	101°00′		1	0,6	0,8
	100°30′	97°30′		1	0,8	0,7
	104°10′	92°50′		1	9,0	0,4

extras din tabelul 1÷8

Prin reducerea numărului de desene se obţin economii la materiale şi manoperă, economii ce nu sînt de neglijat chiar dacă nu sînt cele mai mari.

S-a observat că la tasări pentru o claritate bună, coeficientul de reducere pe axa (z) va fi egal cu unitatea.

După acest principiu se face alegerea sistemului axonometric.

S-au determinat opt tabele care conţin parametrii a 108 sisteme de axonometrie ortogonală dimensională (extras tab. 1—8).

Aplicaţie. Pentru o construcţie sub aspectul unui volum se vor reprezenta tasările în punctele de reper *1, 2, 3, 4.* Datele construct've sînt cunoscute în proiecţiile ortogonale — pe feţele cubului de proiecţie (fig. 1).

Se alege sistemul axonometrie ortogonală dimensională — trimetrie cu multiplicatorul unghiular $M\measuredangle=1{,}8$ şi unghiurile axonometrice.

$$\theta=(zox)=101°\,;\quad \varphi=(xoy)=162°\,;\quad \eta=(yoz)=97°$$

şi coeficienţii de reducere pe axe $x=0{,}6$; $y=0{,}8$; $z=1{,}0$.

Se reprezintă axele axonometrice, proiecţia orizontală, în punctele corespunzătoare se duc înălţimile luate din proiecţia pe feţele cubului şi se completează cu traseele de legătură (fig. 2).

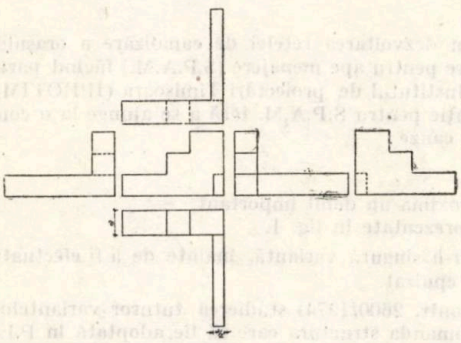


Fig. 1.

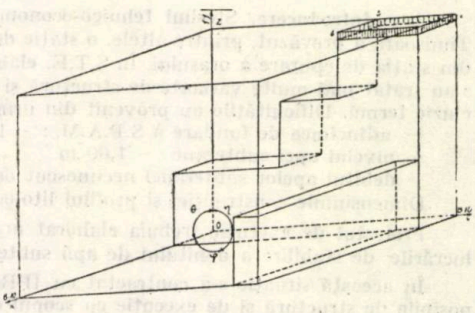


Fig. 2.

Pentru reperul localizat în spaţiu, după etapa de măsurare şi înscriere a tasărilor în timp se poate trece la reprezentarea punctelor prin coordonatele lor şi realiza curba desfăşurării tasărilor pînă la stabilizare.

Aplicarea reprezentărilor în axonometria ortogonală dimensională aduce noi posibilităţi de introducere a tehnicii înaintate în proiectare şi execuţie, în rezolvarea problemelor cu îndeplinirea tuturor cerinţelor impuse.

Reprezentarea tridimensională prin blocdiagrame a tasărilor, pe lîngă faptul că pentru a realiza o claritate fără dubiu este suficientă o singură reprezentare şi că ne scuteşte de efortul care îl necesită concentrarea imaginaţiei în localizarea spaţială şi reală a valorilor de tasare, obţinute din un număr destul de mare de profile transversale prin sol, şi obiect, simplifică şi execuţia.

Erori de corespondenţă faţă de realitate sînt inexistente. Numărul de desene se reduce, productivitatea muncii creşte, timpul de realizare se micşorează.

Sistemul axonometric de reprezentare a blocdiagramei se alege în raport cu scopul urmărit sau fenomenul ce va fi evidenţiat.

ÈTUDE DE LA REPRESENTATION DES TASSEMENTS ET DE LA STRATIFICATION DES TERRAINS DANS L'AXONOMTRÉIE ORTHOGONALE DIMENSIONNELLE

RÉSUMÉ

On etudie la representation des tassements et de la stratification des terrains de fondations en utilisant l'axonometrie orthogonale dimensionnelle.

On met en evidence les avantages que presentent les représentation spatiale et tout particulièrement la représentation en axonometrie orthogonale dimensionnelle.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

UTILIZAREA GRAFICELOR SECVENŢIALE PENTRU STABILIREA STRUCTURII OPTIME A UNEI CONSTRUCŢII DE ADÎNCIME

DE

I. RADOSLAV

1. — **Introducere.** Studiul tehnico-economic pentru dezvoltarea reţelei de canalizare a oraşului Timişoara a prevăzut, printre altele, o staţie de pompare pentru ape menajere (S.P.A.M.) făcînd parte din staţia de epurare a oraşului. În S.T.E. elaborat la Institutul de proiectări Timişoara (IPROTIM), s-au tratat mai multe variante de structură şi de execuţie pentru S.P.A.M. fără a se ajunge la o concluzie fermă. Dificultăţile au provenit din următoarele cauze :

— adîncimea de fundare a S.P.A.M. : — 13,00 m
— nivelul apei subterane : —1,00 m
— debitul apelor subteranel necunoscut dar se aproxima un debit important.

Dimensiunile construcţiei şi profilul litologic sînt prezentate în fig. 1.

Proiectul de execuţie trebuia elaborat urgent, într-o singură variantă, înainte de a fi efectuate lucrările de stabilire a debitului de apă subterană de epuizat.

În această situaţie s-a contractat cu IPROTIM (contr. 2600/1974) studierea tuturor variantelor posibile de structură şi de execuţie cu scopul de a recomanda structura care să fie adoptată în P.E. şi care să fie valabilă indiferent de debitul de apă subterană — care urma să fie măsurat ulterior — şi indiferent de metoda de execuţie.

Pentru rezolvarea problemei, s-au folosit graficele secvenţiale analizînd toţi factorii care influenţează alegerea soluţiei şi punînd în evidenţă consecinţele respective.

Factorii care influenţează alegerea soluţiei optime precum şi gradul lor de cunoaştere sînt :

a) stratificaţia terenului : cunoscută,
b) nivelul apelor subterane : cunoscut,
c) debitul apelor subterane : necunoscut,
d) adîncimea de fundare : cunoscută,
e) tipul pompelor nedecis (cu ax orizontal sau vertical),
f) amplasarea hidroizolaţiei : nedecisă (în exterior sau în interior),
g) tipul hidroizolaţiei : nedecis (numeroase variante) şi
h) posibilităţile tehnice ale constructorului.

2. — **Stratificaţia terenului, nivelul şi debitul apelor subterane.** Terenul de fundare format din diferite straturi de argilă nu prezenta dificultăţi în privinţa metodei de săpare. Dificultăţile au apărut, însă, din cauza prezenţei apei subterane, atît ca nivel cît şi ca debit (necunoscut).

Nivelul apei influenţează calitatea hidroizolaţiei iar debitul de epuizat, organizarea execuţiei.

Pentru debitul de apă subterană, necunoscut, s-au considerat două ipoteze :

a) debit foarte mare : dacă nu poate fi epuizat de pompe (sau filtre aciculare) în număr şi de tip obişnuit,

b) debit redus : dacă se va putea coborî nivelul apelor subterane sub cota — 13,00 m prin epuismente cu utilaj de pompare posibil de găsit în ţară.

3. — **Tipul pompelor.** Pentru preluarea debitului de ape menajere în S.P.A.M. proiectantul tehnolog putea prevedea una din următoarele două posibilităţi :

a) pompe cu ax orizontal şi
b) pompe cu ax vertical.

Tipul de pompe ales influenţează structura şi hidroizolaţia construcţiei. Din graficul secvenţial prezentat în fig. 2 a, în care se analizează acest aspect, se trage concluzia :

Se recomandă adoptarea pompelor cu ax vertical deoarece motoarele electrice se amplasează la o cotă mai ridicată (— 4,55 m) decît în cazul pompelor cu ax orizontal (— 11,00 m) şi, deci, hidroizolaţia poate fi mai puţin pretenţioasă, mai probabil de a fi realizată corect şi mai ieftină. În plus, în camera pompelor se pot admite slabe infiltraţii de apă care să fie captate într-o başă.

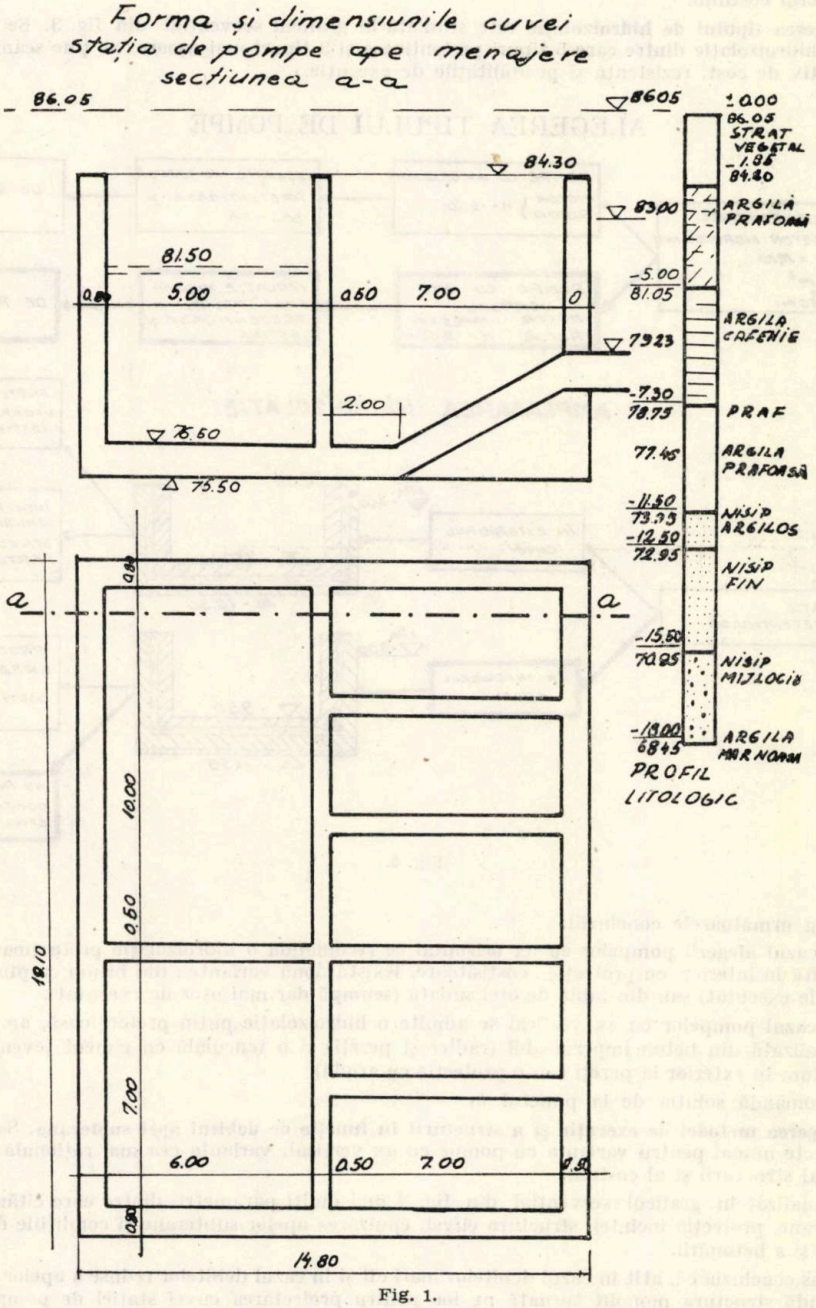

Forma și dimensiunile cuvei
Stația de pompe ape menajere
secțiunea a-a
86.05
84.30
81.50
5.00
0.50
7.00
2.00
78.50
75.50
83.00
-5.00
81.05
79.23
-7.30
78.75
77.45
-11.50
73.75
-12.50
72.95
-15.50
70.25
-19.00
66.45
1.00
86.05
STRAT VEGETAL
-1.35
84.20
ARGILĂ PRAFOASĂ
ARGILA CAFENIE
PRAF
ARGILA PRAFOASĂ
NISIP ARGILOS
NISIP FIN
NISIP MIJLOCIU
ARGILA MARNOASĂ
PROFIL LITOLOGIC
a
a
0.80
10.00
0.50
7.00
18.10
6.00
0.50
7.00
0.80
14.80

Fig. 1.

4. — **Amplasarea hidroizolației** este analizată în graficul din fig. 2 b cu următoarele concluzii :

a) se recomandă hidroizolația interioară, în cazul nostru, deoarece nu întrerupe continuitatea structurii dintre camera pompelor și camera de absorbtie.

b) dacă hidroizolația interioară nu este pretențioasă (pompe cu ax vertical) devine acceptabilă și sub aspectul costului.

5. **Alegerea tipului de hidroizolație** este studiată în graficul secvențial din fig. 3. Se compară 8 tipuri de hidroizolație dintre care 5 tipuri pretențioase și 3 tipuri mai ușoare. Se ține seama în graficul respectiv de cost, rezistență și posibilitățile de execuție.

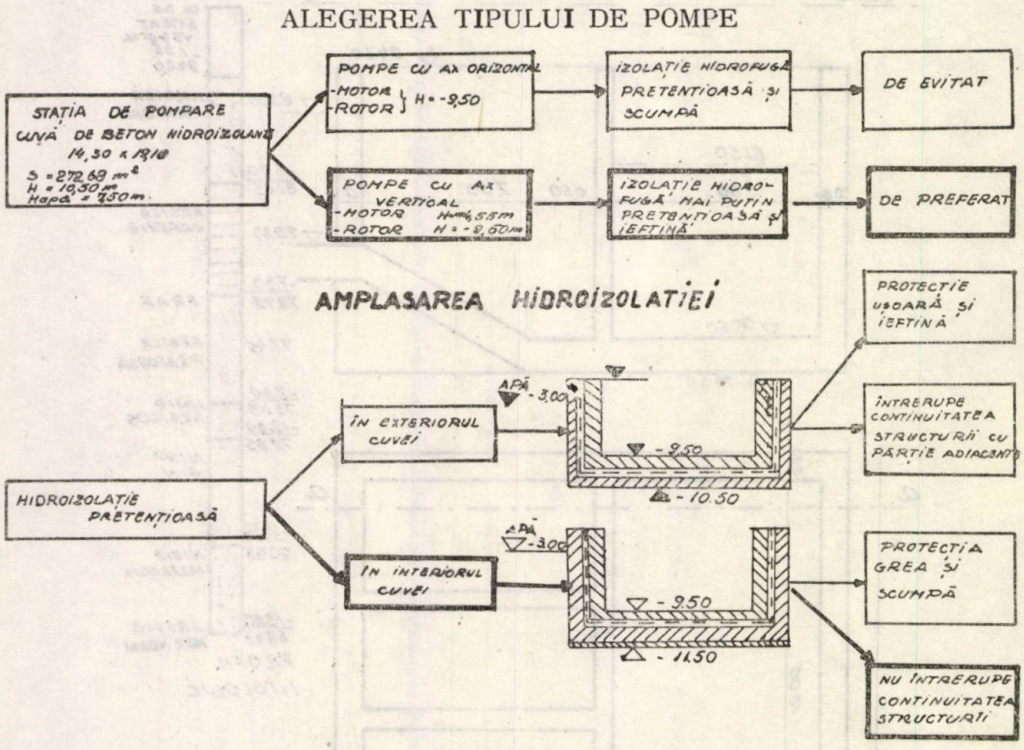


Fig. 2.

Se trag următoarele concluziil:

a) În cazul alegerii pompelor cu ax orizontal se recomandă o hidroizolație pretențioasă care să fie amplasată în interior cu protecție costisitoare. Există două variante : din bitum cu pînză (ieftină dar dificil de executat) sau din tablă de oțel sudată (scumpă dar mai ușor de executat).

b) În cazul pompelor cu ax vertical se admite o hidroizolație puțin pretențioasă, amplasată în interior, realizată din beton impermeabil (radier și pereți) și o tencuială cu ciment (eventual și un strat de bitum în exterior la pereți sau o protecție cu argilă).

Se recomandă soluția de la punctul *b*.

6. **Alegerea metodei de execuție și a structurii în funcție de debitul apei subterane.** S-au studiat aceste aspecte numai pentru varianta cu pompe cu ax vertical, varianta cea mai rațională din punct de vedere al structurii și al costului.

S-au analizat în graficul secvențial din fig. 4 mai mulți parametrii dintre care citãm : debitul apei subterane, protecția incintei, structura cuvei, epuizarea apelor subterane și condițiile de execuție a săpăturii și a betonării.

S-a tras concluzia că, atît în cazul debitelor mari cît și în cazul debitelor reduse a apelor subterane, se recomandă structura monolit turnată pe loc pentru proiectarea cuvei stației de pompare eliminîndu-se structurile în cheson închis sau deschis. În cazul debitelor mari cuva se va executa cu o protecție a incintei (palplanșe, zid de beton) și cu epuismente reduse din interiorul incintei iar dacă debitele apelor subterane vor fi reduse structura cuvei se va executa cu ajutorul epuismentelor corespunzătoare realizate din exteriorul cuvei.

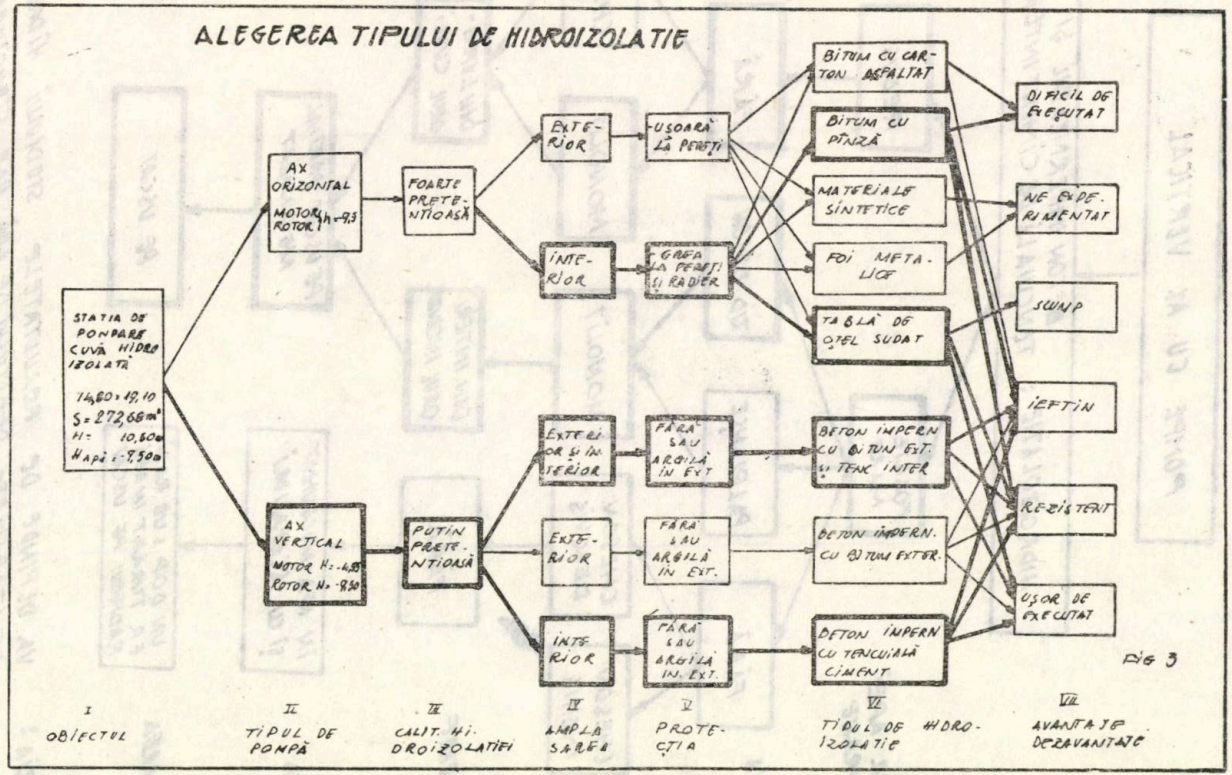

ALEGEREA TIPULUI DE HIDROIZOLATIE
STAȚIA DE POMPARE CUVĂ HIDROIZOLATĂ
14,80 × 19,10
S = 272,68 m²
Hi = 10,60 m
Hapă = 9,50 m
AX ORIZONTAL
MOTOR
ROTOR
AX VERTICAL
MOTOR H. = 4,85
ROTOR N. = 9,50
FOARTE PRETENȚIOASĂ
PUȚIN PRETENȚIOASĂ
EXTERIOR
INTERIOR
EXTERIOR ȘI INTERIOR
EXTERIOR
INTERIOR
UȘOARĂ LA PEREȚI
GREA LA PEREȚI ȘI RADIER
FĂRĂ SAU ARGILĂ IN EXT
FĂRĂ SAU ARGILĂ IN EXT.
FĂRĂ SAU ARGILĂ IN. EXT.
BITUM CU CARTON ASFALTAT
BITUM CU PÂNZĂ
MATERIALE SINTETICE
FOI METALICE
TABLĂ DE OȚEL SUDAT
BETON IMPERN CU BITUM EXT. ȘI TENC INTER
BETON IMPERN. CU BITUM EXTER.
BETON IMPERN CU TENCUIALĂ CIMENT
DIFICIL DE EFECTUAT
NE RECOMANDAT
SCUMP
IEFTIN
REZISTENT
USOR DE EXECUTAT
I OBIECTUL
II TIPUL DE POMPĂ
III CALIT. HIDROIZOLATIEI
IV AMPLASAREA
V PROTECȚIA
VI TIPUL DE HIDROIZOLATIE
VII AVANTAJE DEZAVANTAJE
Fig 3

Fig. 3.

ALEGEREA METODEI DE EXECUȚIE
ÎN FUNȚIE DE DEBITUL APEI SUBTERANE

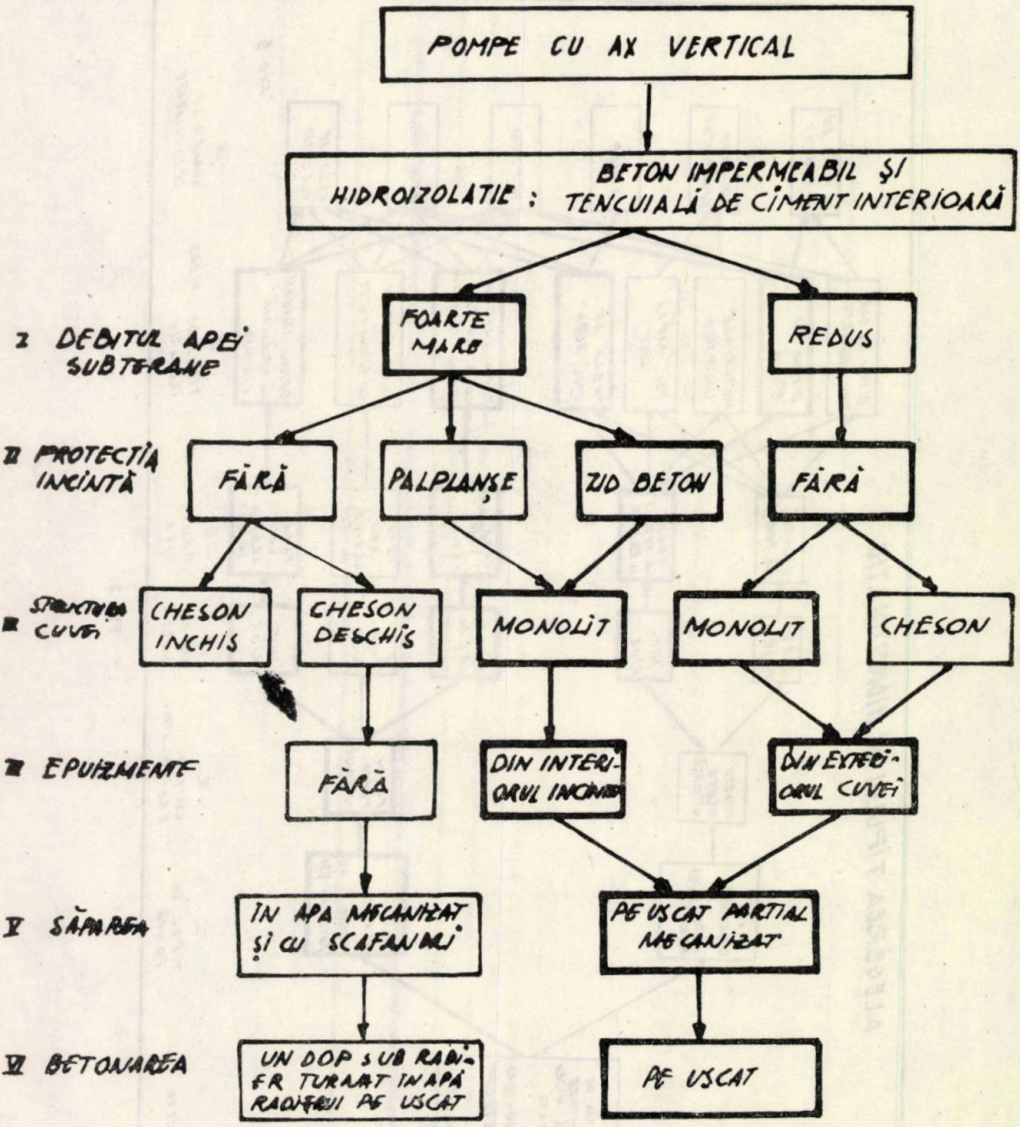


Fig. 4.

7. **Concluzii.** Analizînd atent, cu ajutorul graficelor secvențiale, sub aspect economic și al organizării execuției, toate variantele posibile pentru o stație de pompare, în condițiile de teren date, s-a putut stabili varianta de structură pentru cuvă valabilă pentru orice mărime de debit de ape subterane. În acest fel, s-a putut începe elaborarea proiectului de execuție pentru S.P.A.M. și s-a putut livra beneficiarului, în termen, înainte de precizarea, prin măsurători, a debitului de apă subterană.

A rămas de precizat ulterior numai organizarea execuției lucrărilor în funcție de debitul apelor subterane. Această problemă a fost rezolvată de noi în cadrul etapei II din contractul încheiat cu IPROTIM.

8. REZUMATUL ETAPEI II.

Studiul hidrologic a fost întocmit de IPROTIM, după livrarea proiectului de execuție, pe baza datelor livrate de Întreprinderea de foraje București. Aceasta a executat 3 buc. foraje pe amplasamentul S.P.A.M. precum și pompările necesare. Studiul hidrologic a ajuns la concluzia că pentru scăderea nivelului apelor freatice sub cota de fundare a S.P.A.M. este necesar să se evacueze un debit de apă de 14 000 mc/zi, cu pompe submersibile amplasate în puțuri forate, cu filtre, așezate pe circomferința unui cerc cu diametrul de 50 m, circumscris S.P.A.M.

Debitul de apă de epuizat, prevăzut de studiul hidrologic, peste așteptări de mare, se plasează la limita superioară a posibilităților de preluat prin pompare fără protejarea incintei. Din această cauză a trebuit să fie studiate și comparate mai multe variante de execuție. Au fost studiate în total 6 variante posibile de execuție și anume :

I. Cu incinta protejată cu palplanșe lungi (17 m).

II. Cu incinta protejată cu palplanșe scurte (13 m).

III. Cu incinta protejată cu pereți din beton armat.

IV. Cu incinta protejată cu pereți din beton simplu.

V. Fără protecția incintei — săpătură deschisă — cu epuismente prin pompe centrifugale din interiorul incintei săpate.

VI. Fără protecția incintei — săpătură deschisă — cu epuismente prin pompe submersibile amplasate în puțuri exterioare incintei săpate.

Pe scurt, cele 6 variante studiate se caracterizează în felul următor :

— Varianta I — palplanșe lungi — săpătură 13 100 mc., palplanșe de 17 m 257 t și cost 2 800 mii lei,

— Varianta II — palplanșe scurte — săpături 20 270 mc, palplanșe scurte de 13 m 157 t și cost 1 730 mii lei.

— Varianta III — cu pereți din beton armat — săpături 11 640 mc, volum de beton 1 450 mc, oțel beton 184 t. și cost 4 000 mii lei.

— Varianta IV — cu pereți din beton simplu — săpături 31 110 mc, volum de beton 2 560 mc și cost 4 980 mii lei.

— Varianta V — săpătură deschisă cu epuismente din interiorul incintei — săpături 19 610 mc, 4 buc. pompe Cr. 150/b, un grup electrogen de siguranță și cost 1 030 mii lei.

— Varianta VI — săpătură deschisă cu epuismente din puțuri exterioare incintei — săpătură 20 750 mc, 16 buc. electropompe subersibile de tipul Hebe $55 \times 5 - h = 25$ m, un grup electrogen de siguranță și costul 1 600 mii lei.

Precizăm că în proiectul și devizul de execuție, elaborate înainte de terminarea studiului nostru, s-a prevăzut execuția lucrării conform variantei I cu justificarea că prezintă cea mai mare siguranță în timpul execuției.

În concluzia etapei II a contractului cu IPROTIM, s-a propus adoptarea variantei VI, cu așezarea pompelor submersibile în 8 buc. puțuri $\varnothing$ 400 mm, adînci de 25 m (două buc. pompe într-un puț).

Variantele cu palplanșe metalice au fost eliminate din cauza costului ridicat dar și din cauză că constructorul nu dispune de asemenea palplanșe.

Variantele cu pereți de protecție din beton au fost eliminate din cauza costului ridicat dar nici utilajele speciale necesare execuției nu erau ușor de găsit de către constructor.

Varianta V, cea mai ieftină, a fost înlăturată deoarece ar fi dus la multe complicații în execuție și nu ar fi prezentat siguranța necesară împotriva unor inundații a incintei.

Constructorul T.C.M. Timișoara, a aplicat varianta VI și a executat lucrarea în cele mai bune condiții, fără să fi avut inundații în incintă și fără alte complicații provenite din cauza metodei de execuție. Pompele submersibile au funcționat fără deranjamente, coborînd nivelul apei sub cota săpăturii și menținîndu-l astfel pe tot timpul execuției lucrărilor.

L'EMPLOI DES GRAPHIQUES SÉQUENTIONELS POUR LE CHOIX DE LA STRUCTURE OPTIME D'UNE CONSTRUCTION SOUTERAINE.

RÉSUMÉ

En analysant avec l'aide des grapfiques séquentiels les differents facteurs qui influencent la structure d'une station de pompes souteraine (— 13,00 m), sans connaitre le débit des eaux freatiques, on a pû établir la structure optime : monolite exécutée a sec, en éliminant les solutiones en caisson ouvert ou fermé.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CONSTRUCȚII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

VELMEDO2 — AN EFFECTIVE TOOL FOR THE ANALYSIS OF STRESSES AND DISPLACEMENTS IN LAYERED SYSTEMS

BY

M. Rafiroiu

VELMEDO2 is a computer program, designed to allow an objective analysis of the behaviour of the layered systems bearing an uniformly distributed load over a circular plate.

The main assuptions that have been taken into account are the following : each layer (subgrade included) acts as a *relatively* continuous, isotropic, homogeneous and elastic medium, infinite in horizontal extent ; each layer (except the subgrade) behaves as a slab of low rigidity, for a given range of stresses and strains, vertical deformations under load being taken into account ; different degrees of friction occur between layers, corresponding to different deflections under load ; the principle of superposition is valid ; deformations throughout the system (vertical deflection included) are extremely small in comparison with the thickness of the layers.

These assumptions have allowed the author to use both classical theories and methods, and experimental findings reported in wellknown papers delivered in the three International Conferences on Structural Design of Asphalt Pavements, held in USA (Ann Arbor, Michigan) und United Kingdom (London).

The main theories the above considerations are related to would be : theory of elasticity, energy method, numerical calculus and finite elements method.

The main experimental findings are those reported especially by Monismith, Nijboer, Kallas, Léger and others. These findings will be made reference of in the developments below.

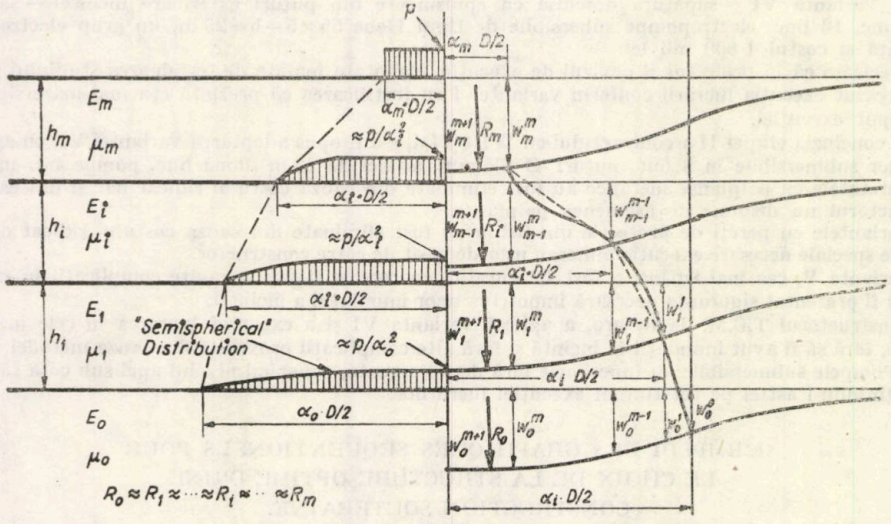


Fig. 1. Model for flexible pavements analysis.

For the computer analysis a basic model has been set as seen in figure 1, where all main displacements are being included among other information as any experienced reader is well aware of. The main stresses that are computed through the program are shown in figure 2.

Using this basic information one has developed the computer program VELMEDO2 which is a much higly developed version of VELMEDO1, reported in [2] and which has been used as a background for an optimal design of asphalt pavements as reported in [3].

VELMEDO2 has been steadily improved through the years, seeking the best possible correlation between theoretical and experimental data. The last version of this program is satisfactory at least as stresses and displacements under the axis of the load are concerned.

Vertical stresses at layers' interfaces show an excellent correlation as seen in figure 3. The correlation between computed and measured tensile stresses at the bottom of the layers is also generally good, excepting some puzzling results which could not be presented in figure 4 since they appear in the other three „quarters" which have not been drawn therein.

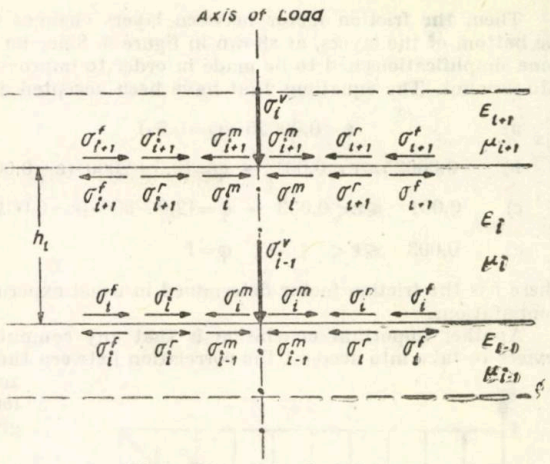


Fig. 2. Stresses in the i-th layer.

A rather good correlation has also been obtained for deflections under the axis of the load (figure 5), regardless the number of layers over the subgrade, at least in the range from 1 to 5.

These results make obvious that the computer program VELMEDO2 is working well and therefore some important conclusions can be pointed out.

First, any stress function to be used into the fundamental equations of the theory of elasticity must be a transcedental one [1], [4]. The best stress function seems to be the following :

$$\emptyset = p/(1-\mu)\cdot\{-a^2/(2\cdot b^2)\cdot[a\cdot b^2+2\cdot a^2-\ln(a^2+b^2\cdot x^2)]\cdot x+$$
$$+a/b^2\cdot[a/b-1/2(a^2+b^2\cdot y^2)]\cdot\text{arc tan}\,(b\cdot x/a)\}, \qquad (1)$$

where a and b are two experimental coefficients (at 0,5 and 0,58 respectively) and x represents the ratio between equivalent depth and load diameter.

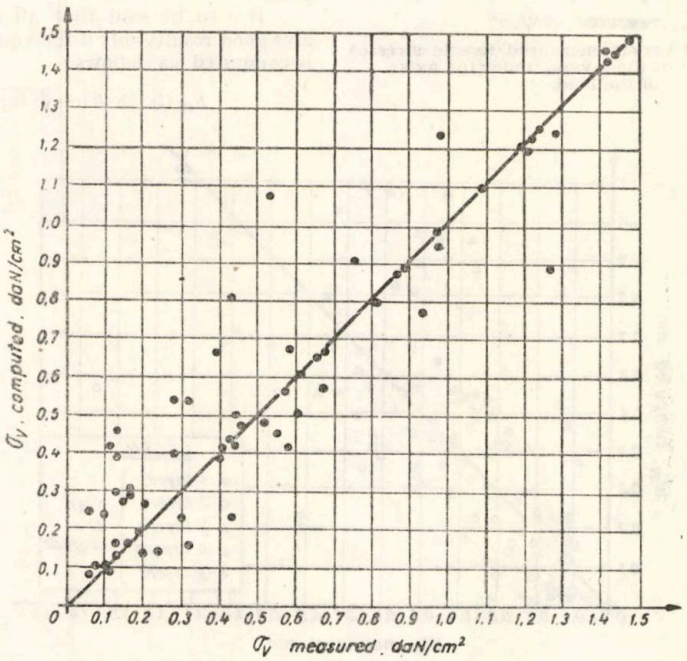


Fig. 3. Computed versus measured vertical stresses under the axis of the load.

Then, the friction factor between layers changes with the relative horizontal displacement at the bottom of the layers, as shown in figure 6. Since no general law could be evaluated at this point, some simplifications had to be made in order to improve the way the friction between layers is taken into account. The equations that have been accepted are the following :

$$\left.\begin{array}{ll} a) & \varepsilon < 0{,}00025 \rightarrow \varphi = 0{,}5 \cdot f \\ b) & 0{,}00025 \leqslant \varepsilon < 0{,}001 \rightarrow \varphi = [0{,}5 + 2000 \cdot (\varepsilon - 0{,}00025)] \cdot f \\ c) & 0{,}001 \leqslant \varepsilon < 0{,}003 \rightarrow \varphi = [2{,}0 - 500 \cdot [\varepsilon - 0{,}001)] \cdot f \\ d) & 0{,}003 \leqslant \varepsilon < \rightarrow \varphi = f \end{array}\right\} \quad (2)$$

where f is the friction factor determined in usual experiments and φ the factor actually used through computations.

Another important conclusion is that any computer program has to have implemented some devices to take into account the correlation between the actual modulus of elasticity in a given point and the stress deviator (or at least a simplified form of this) at that point. Since the litterature gives the general law :

$$E = k \cdot \theta^n,$$

but only little information about the values of k and n, a special study has been conducted. This study yielded to the following values for k and n :

$k = 2900$; $n = 0{,}47$ for clay, low graded sand etc.,

$k = 3830$; $n = 0{,}53$ for gravel, crushed stone, cement stabilized soils etc.,

$k = 4700$; $n = 0{,}56$ for macadams, asphalt concrete etc.,

while θ is :

$$\theta = 14{,}2 \cdot \sigma_v, \quad (4)$$

where σ_v is the vertical stress at the given point.

It is to be said that all equations above give good results only if the equivalent thickness is computed as follows :

$$h_{eq}(i) = b \cdot h(i) \cdot \sqrt[3]{E(i)/E(0)} \quad (5)$$

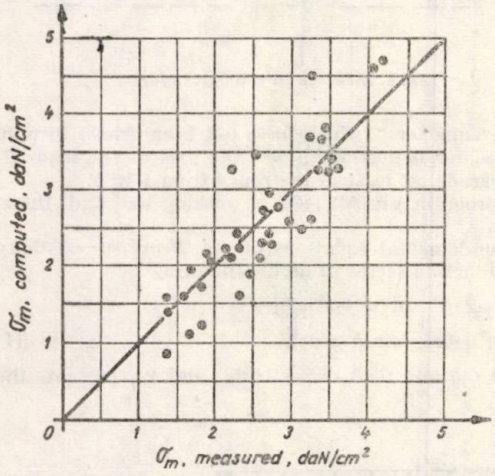


Fig. 4. Computed versus measured tensile stresses at the bottom of the layers, under the axis of the load.

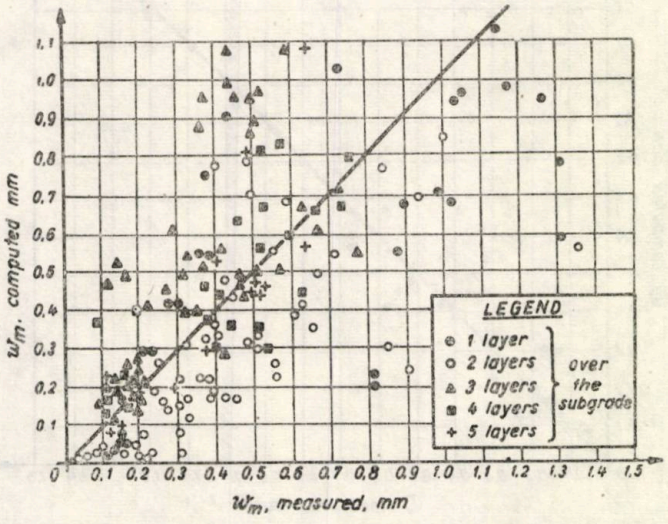


Fig. 5. Computed versus measured deflections under the axis of the load.

where : b is the experimental factor mentioned above ; $h(i)$ the actual thickness of the layer ; $E(i)$ and $E(0)$ being the „local" moduli of the layer and the subgrade respectively.

A great importance is to be given to Poisson's coefficient as well. Indeed, according to Monismith's findings (which have been included into the computer program) :

$$\mu = 0{,}16 + 0{,}08 \cdot (\sigma_v / \sigma_r), \tag{6}$$

where σ_r is the radial stress.

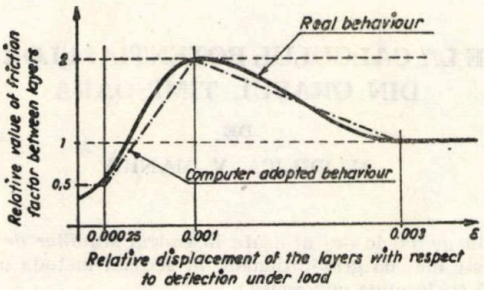


Fig. 6. Relative value of the friction factor versus relative displacement of the layers.

Since σ_v and σ_r play so great a role, their equations are given below :

$$\left.\begin{aligned} \sigma_v &= p \cdot (1 - B) ; \quad B = z_e^2 / (a^2 + z_{eq}^2) \\ \sigma_r &= p/2 \cdot [1 + 2 \cdot \mu - 2 \cdot (1 + \mu) \cdot \sqrt{B} + B] \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

z_{eq} being the equivalent depth computed by means of equation (5).

The last experimental finding to be reported here is the value of the parameter α whose singificance may be gotten from figure 1. Its equation is the following :

$$\alpha(I) = \alpha(I+1) + h(I+1) / [\alpha^2 (I+1) \cdot D] \cdot \sqrt{E(I+1)/E(I)} . \tag{8}$$

Since the author himself considers VELMEDO2 only as a small but nonetheless a second personal step toward a better approach, further improvements are intended to be made.

CONCLUSIONS

VELMEDO2 is an effective tool for the analysis of stresses and displacements in any layered systems provided the number of layers does not exceed the limit of 7 subgrade included.

The best results the program yields to are vertical stresses and tensile stresses at the bottom of the layers, good results being gotten for the deflections under load. All these data are obtained under the axis of the load.

The stress function must be a transcedental one. Friction between layers must be taken into account. Relationship between elastic moduli and stress deviator cannot be avoided. These would be basic assumptions the program should not work without.

LITTERATURE

1. Rafiroiu M., „*Structural Design of Asphalt Pavements*", Ed. University of Michigan, Ann Arbor, Michigan, USA, July 1974.
2. Rafiroiu M., „*Finding a new stress function to be used in the structural design of asphalt pavements*", Buletinul Inst. Polit. „Tr. Vuia", Timişoara, Fasc. II, 1974
3. Rafiroiu M., „*Model matematic şi program de calcul automat pentru optimizarea dimensionării sistemelor rutiere nerigide*", Simpozionul : Progresul tehnic, factor activ în creşterea eficienţei transporturilor, Bucureşti, Iunie 1975
4. Rafiroiu M., „*Einige Problemen der Pptimisierung der Wegebaukostenberechung*", Progressive Konstructionen von bituminösen Fahrbahndecken, Gesamtstatliche Konferenz mit internationaler Beteiligung, Zilina-Hliny, Czechoslocakia, Mai 1976.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

CU PRIVIRE LA CALCULUL POTENŢIALELOR DE TRAFIC DIN ORAŞUL TIMIŞOARA

DE

M .VELICA, V. MANIOV

1. **Generalităţi.** Una din metodele des utilizate în cadrul studiilor de circulaţie pentru simularea generării traficului rutier este metoda gravitaţională. În această metodă mărimea traficului F_{ij} între două zone i şi j se exprimă cu formula cunoscută :

$$F_{ij}=\frac{Q_i Z_j W_{ij}^{-\gamma}}{\sum_j Z_j W_{ij}^{-\gamma}} . \tag{1}$$

În conformitate cu definiţiile date pentru Q_i şi Z_j se poate scrie :

$$Q_i=\sum_{j=1}^{n} F_{ij} \ (2) \quad \text{şi} \quad Z_j=\sum_{i=1}^{n} F_{ij} \ (3)$$

Relaţiile (2) şi (3) reprezintă de fapt două condiţii de margine ale relaţiei (1).

După cum se poate observa determinarea traficului F_{ij} între diferitele zone ale unui teritoriu luat în studiu presupune cunoaşterea potenţialelor de trafic Q_i şi Z_j.

În cazul în care se studiază situaţia actuală potenţialele de trafic se pot obţine prin măsurători directe. Dacă este vorba însă de determinarea traficului de prognoză acest lucru nu mai este posibil.

2. **Metoda de calcul a potenţialelor de trafic de prognoză.** Problema determinării potenţialelor de trafic de prognoză Q_i^P şi Q_j^P poate fi abordată în trei feluri :

Un prim fel este acela de a calcula potenţialele zonelor de viitor pornind de la potenţialele actuale care se înmulţesc cu un coeficient de prognoză. Este evident că această metodă se poate aplica numai în cazul cînd în viitor se menţin zonele din situaţia actuală şi deci coeficienţii de prognoză au sens.

Un al doilea mod de calcul, aplicabil în cazul cînd în etapa de viitor teritoriul studiat are altă zonificare decît în etapa actuală, constă în determinarea mărimilor Q_i şi Z_j pe baza unor cercetări sociologice.

Al treilea mod de calcul cu care s-au obţinut rezultate foarte bune în ultimul timp determină potenţialele Q şi Z cu ajutorul unor formule de corelare statistică în funcţie de diferiţi parametri social-economici ai zonelor. Aceste formule au forma generală :

$$Q_i=f_1(X_{i1}, X_{i2}, \ldots, X_{in}) \tag{4}$$

$$Z_j=f_2(X_{j1}, X_{j2}, \ldots, X_{jn}) \tag{5}$$

în care Q_i, Z_j=potenţialele de emisie, respectiv atracţie ale zonelor i şi respectiv j, iar variabilele X reprezintă diferiţi parametri social-economici ai zonelor i, respectiv j.

Potenţialele de prognoză se determină cu aceleaşi formule în care se intră însă cu parametrii X^P de prognoză. Pentru o zonă oarecare i, se va scrie deci că potenţialul de emisie în faza de prognoză este :

$$Q_i^P=f_1(X_{i1}^P, X_{i2}^P, \ldots, X_{in}^P) \tag{6}$$

3. **Calculul potenţialelor de trafic în cazul oraşului Timişoara.** La calculul potenţialelor de trafic de prognoză s-a pornit de la premiza că oraşul Timişoara va suferi transformări structurale în viitor, situaţie în care este indicat ca potenţialele de trafic interior să se calculeze cu ajutorul unor formule de corelare între aceste mărimi şi parametri social-economici ai zonelor.

În lipsa unor cercetări propri, s-au studiat mai mulți parametri, iar în final s-au reținut cei semnificativi. Pentru a putea efectua calculele de corelare, orașul Timișoara a fost împărțit în 53 zone pentru care din matricea de trafic s-au obținut valorile Q_i și Z_j pentru fiecare zonă în parte atît pentru circulația vehiculelor de călători cît și pentru cea a vehiculelor de marfă.

Pentru momentul de la ora 6 la 22 dat fiind faptul că în acest interval se efectuează aproape toată circulația dintr-o zi, s-au obținut pentru toate zonele $Q \cong Z$.

Cu aceste potențiale s-a efectuat un calcul de analiză de corelare cu anumiți parametri social-economici ai zonelor separat pentru circulația de marfă și cea de călători. Această separare este indicată deoarece în condițiile țării noastre circulația vehiculelor de marfă are o pondere foarte mare. Parametrii social economici actuali luați în studiu sînt prezentați în tabelul 1.

PARAMETRI SOCIAL-ECONOMICI *Tabelul 1*

X1	Populația totală.
X 2	Populația activă inclusiv ucenici, elevi, studenți
X 3	Număr de elevi-studenți.
X 4	Numărul locurilor de muncă (fără sezonieri, elevi-studenți).
X 5	Numărul muncitorilor sezonieri.
X 6	Numărul ucenicilor.
X 7	Numărul de angajați inclusiv ucenici și sezonieri în schimbul de dimineață.
X 8	Numărul de navetiști.
X 9	Numărul de navetiști în schimbul de dimineață.
X10	Total locuri, elevi-studenți.
X11	Total locuri, elevi-studenți care au cursuri înainte de masă.
X12	Valoarea producției globale anuale în mii lei.
X13	Număr de vehicule-marfă în dotarea unităților.
X14	Numărul mediu zilnic al vehiculelor-marfă care garează în unitate.
X15	Valoarea anuală în mii lei a produselor livrate și a desfacerilor.
X16	Suprafața în mp. a spațiilor de desfacere și vînzare.
X17	Aria în m.p. a incintelor unităților.
X18a	Număr de vehicule etalon-călători înscrise în circulație.
X18b	Număr de vehicule etalon-marfă înscrise în circulație.
X19	Cîștigul mediu anual brut în mii lei al locuitorilor.

Cu acești parametri s-au format două grupe după cum s-a apreciat că există șanse de corelare a lor cu potențialele circulației vehiculelor de călători (grupa I) sau cu potențialele circulației de marfă (grupa II). În grupa I s-au selectat : $X1$, $X2$, $X3$, $X4$, $X5$, $X6$, $X8$, $X10$, $X12$, $X15$, $X16$, $X17$, $X18a$, $X19$, iar în grupa a II : $X1$, $X2$, $X4$, $X6$, $X8$, $X12$, $X13$, $X14$, $X15$, $X16$, $X17$, $X18b$.

În continuare fiecare parametru din grupele I și II a fost analizat individual dacă prezintă sau nu tendințe de corelare cu potențialele de trafic caracteristice grupei din care face parte, eliminîndu-se parametri care au prezentat corelări slabe.

În urma acestei noi selecții, în grupa I au rămas parametri : X1, X2, X4, X16, X18a, X19, iar în grupa II parametri : X2, X4, X12, X16, X17, X18b.

Elementele statistice necesare calculelor de analiză s-au stabilit în două variante, A și B. În varianta A, analiza de corelare s-a efectuat considerînd eșantionul statistic format din valorile corespunzătoare ale tuturor celor 53 de zone. Acest eșantion s-a notat cu T. În varianta B, analiza de corelare s-a efectuat pentru trei eșantioane corespunzătoare la trei tipuri de zone, după funcțiunea urbanistică a acestora.

Primul tip de zone, (tip L), pentru care $X_2/X_4 > 3{,}5$ reprezintă zonele de locuință. Al doilea tip, (tip P), pentru care $X_2/X_4 < 0{,}75$ reprezintă zonele de producție. Al treilea tip (tip M) pentru care $0{,}75 \leqslant X_2/X_4 \leqslant 3{,}5$ reprezintă zonele cu activitate mixtă. Astfel, din cele 53 zone urbane, 18 au fost de tipul L, 17 de tipul P și 18 de tipul M.

Pentru corelările lineare s-au folosit funcții de forma :

$$Q = Z = a_0 + a_1 X_1 + a_2 X_2 + \ldots + a_n X_n \tag{7}$$

iar pentru cele nelineare de forma :

$$Q = Z = a_0 + a_1' X_1 + a_1'' X_1^2 + a_2' X_2 + \ldots + a_n' X_n + a_n'' X_n^2 \tag{8}$$

Formulele de mai sus, s-au aplicat pentru cele două grupe de parametrii (grupele I și II) considerînd $n = 1, 2, 3, 4, 5, 6$. Fiecare formulă scrisă pentru o valoare a lui n s-a aplicat în C_6^n variante de grupări ale celor 6 parametri din grupele I și II. În felul acesta pentru fiecare calcul de analiză formulele (7) și (8) s-au folosit în $C_6^1 + C_6^2 + C_6^3 + C_6^4 + C_6^5 + C_6^6 = 63$ combinații ale celor șase parametri. În total, s-au determinat 1008 formule de corelare statistică.

Din studiile efectuate în cazul municipiului Timișoara a rezultat că pentru alegerea formulelor pentru calculul potențialelor de trafic de viitor trebuie avute în vedere următoarele criterii :

— formulele să aibă toți coeficienții parametrilor X pozitivi ;

— să aibe un număr cît mai mic de parametri ;

— să conțină parametri care se pot determina pentru etapa de prognoză ;

— funcțiile să asigure $R \geqslant 0{,}7$.

Formulele pentru calculul potențialelor de trafic stabilite după aceste criterii sînt redate în tabelele 2, 3 și 4.

Tabelul 2

Tipul zonei	Formulele pentru calculul potențialelor traficului vehiculelor de călători, moment 6—22	R
L	$Q^P = Z^P = +53{,}37075 + 0{,}02096 X_1^P + 0{,}02009 X_2^P + 0{,}34367 X_4^P$	0,85
P	$Q^P = Z^P = -83{,}09298 + 0{,}04185 X_4^P + 5{,}90417 X_{18a}^P$	0,69
M	$Q^P = Z^P = -55{,}06929 + 0{,}114444 X_2^P + 0{,}07860 X_4^P + 1{,}31777 X_{18a}^P$	0,91

Tabelul 3

Tipul zonei	Formula pentru calculul potențialelor traficului vehiculelor de marfă, moment 6—22	R
T	$Q^P = Z^P = 168{,}449 + 0{,}05223 X_4^P + 0{,}001405 X_{12}^P + 0{,}50011 X_{18b}^P$	0,774

Tabelul 4

Potențiale	Tipul zonei	Formulele pentru calculul potențialelor traficului vehiculelor de călători, moment 6—9	R
Q	L	$Q^P = 21{,}771281 + 0{,}011432 X_2^P + 0{,}217353 X_{18a}^P$	0,721
	P	$Q^P = -151{,}942105 + 1{,}0785526 X_{18a}^P + 0{,}013869 X_{19}^P$	0,752
	M	$Q^P = 16{,}722709 + 0{,}015954 X_1^P + 0{,}248966 X_{18a}^P$	0,916
Z	L	$Z^P = 27{,}91092 + 0{,}099625 X_4^P + 0{,}071256 X_7^P + 0{,}668833 X_{12}^P$	0,756
	P	$Z^P = 36{,}402842 + 0{,}046089 X_7^P + 0{,}036048 X_{17}^P$	0,740
	M	$Z^P = 54{,}121633 + 0{,}053881 X_7^P$	0,830

4. **Concluzii.** În cazul orașului Timișoara formulele optime pentru calculul potențialelor de circulație au rezultat din analizele de corelare liniară multiplă.

Examinînd aceste formule se observă că ele diferă în funcție de natura traficului (marfă sau călători), de tipul zonelor și de momentul de circulație considerat. Diferența constă atît în privința parametrilor social-economici cît și a numărului acestora.

Din aceste considerente se justifică efectuarea de astfel de analize în cadrul studiilor de circulație, separat pentru vehiculele de marfă și de călători, analizele de corelare făcîndu-se pe tipuri de zone.

BIBLIOGRAFIE

1. P. A. Măckel, „Das Prognoseverfahren in der Strassenverkehrs planung". G. Bauverlag G.M.B.H. Wiesbaden — Berlin — 1964 — R.F.G.
2. M. Velica, H. Götter, V. Maniov, Un model matematic pentru determinarea indirectă a circulației rutiere în orașe : calculul în etapa de analiză. Revista : Transporturi auto, navale și aeriene nr. 12 — 1972 — R.S.R.
3. W. Ruske, H. Stelling, Wertung und Weiterentwicklung der als Grundlage für Strassenverkehrsplanung dienenden Verkehrserhebungsmethoden, Strassen un Strassenverkehrstechnik — Heft 79 — T.H. Aachen — 1968.
4. * * *, Studiul circulației rutiere în municipiul Timișoara.
5. U. Böhme, Verkehrssoziologische Vorschungsergebnisse. Die Strasse nr. 1 — 1971 — R.D.G.

ÜBER DIE BERECHNUNG DES VERKEHRSAUFKOMMENS IN DEM STADTGEBIET TIMIȘOARA

ZUSAMMENFASSUNG

Eine allgemeine Verkehrsstudie hat als Hauptziel die Bestimmung des Prognose-Strassenverkehrs.

Für das Simulieren des Prognoseverkehrs der Stadtstrassen, mit Hilfe der mathematischen Modellen des gravitationelltyps, ist es notwendig, dass man das Verkehrsaufkommen aller Stadtzonen kenne.

Bei dem Verfassen der Verkehrsstudie für Timișoara wurde für die Bestimmung des Verkehrsaufkommens die statistische Korrelationsmethode angewendet.

In dem Beitrag wird die Anwendung dieser Methode dargestellt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

POROZITATEA DRENABILĂ A SOLULUI

DE

A. WEHRY şi E.T. MAN

Pentru calculul drenajelor agricole în regim nepermanent fig. 1 se aplică uzual [3], [4], formulele lui : Glover-Dumm ; pentru $D < \frac{L}{4}$ şi $\frac{ht}{ho} < 0{,}8$;

$$L^2 = \frac{10KD}{p \ln\left(1{,}16 \frac{ho}{ht}\right)} t \tag{1}$$

şi Kraijenhoff van der Leur-Maasland ;

$$q = \frac{8}{\pi^2} P(1 - e^{-at}) \tag{2}$$

$$h = \frac{4}{\pi ap} P(1 - e^{-at}) \tag{3}$$

unde :

KD ... transmisivitatea ; t ... timpul ; P ... precipitaţia ; q ... debit drenat ; a ... factorul intensităţii de drenaj ; p ... porozitatea drenabilă a solului.

În prezenta lucrare dorim a aduce unele precizări asupra lui p, denumită porozitatea drenabilă, mult diferită de porozitatea solului stabilită în mecanica pămînturilor sau pedologie. Această porozitate drenabilă este definită uzual [2] prin volumul de apă drenat de pe unitatea de suprafaţă de sol cînd se realizează o coborîre a nivelului freatic cu o unitate de lungime. În lipsă de măsurători în calcule se poate lua o valoare constantă, aproximativă, în procente [3], [4], calculînd $p = \sqrt{K}$, (4) unde K (cm/zi) este conductivitatea hidraulică a solului sub nivelul freatic.

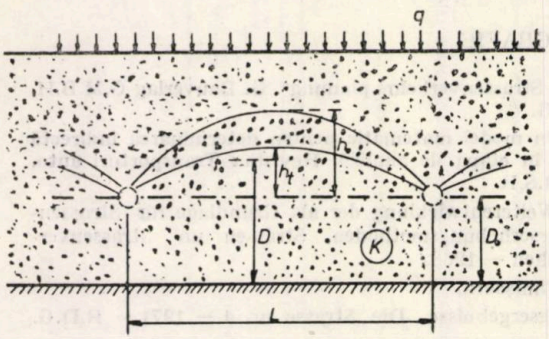


Fig. 1. Schema de calcul al drenajelor agricole.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele măsurătorilor efectuate în laboratorul de îmbunătăţiri funciare al Institutului politehnic „Traian Vuia" Timişoara, asupra unor monoliţi de sol în drenaj vertical de coborîre, pe sol nisipos şi pe un sol aluvial gleizat cu greutatea volumetrică 1,3 t/mc.

Porozitatea drenabilă a fost calculată din coborîrea înceată a nivelului freatic, gradientul hidraulic vertical deasupra nivelului freatic fiind zero şi zona nesaturată este în esenţă drenată la echilibru cu nivelul freatic, pentru tot timpul.

Pentru curentul vertical fig. 2 al instalaţiei de laborator, volumul de apă drenat Vd, cînd apa scade de la suprafaţa solului la adîncimea y_1 se poate exprima :

$$Vd = \int_0^{y_1} [\theta_{0(z)} - \theta_{(z)}]\, dz \tag{5}$$

unde : $\theta_{0(z)}$ ... este conţinutul de apă în sol înainte de drenaj care uzual este luat constant şi egal cu porozitatea totală ;

$\theta_{(z)}$ ... este distribuţia conţinutului de apă în sol la echilibru, obţinut din caracteristicile hidrofizice ale pei freatice la adîncimea y_1.

Distribuția conținutului de apă și a volumului de apă drenat Vd, se pot vederea în fig. 3.

Porozitatea drenabilă p, poate fi determinată la adîncimea y_1, considerînd o coborîre a nivelului freatic Δy.

$$P_{y_1} = \frac{Vd_{(y_1+\Delta y)} - Vd_{(y_1)}}{\Delta y} \left(\frac{\text{cm}^3/\text{cm}^2}{\text{cm}} \right). \tag{6}$$

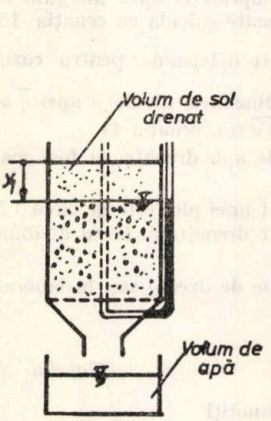


Fig. 2. Schema instalației de laborator.

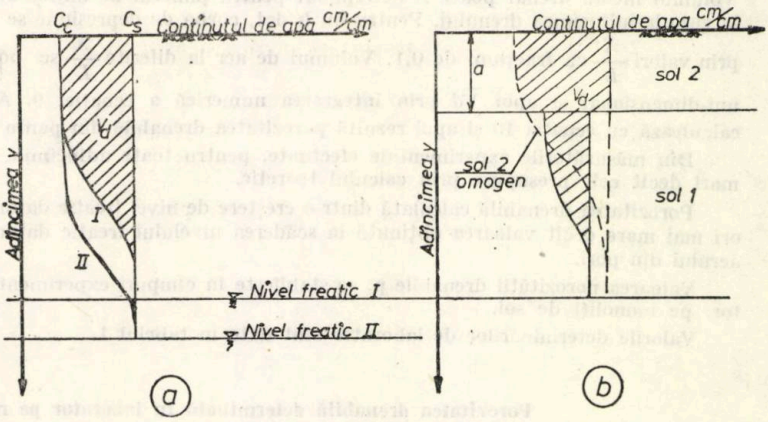


Fig. 3. Distribuția apei în sol, drenînd la echilibru : *a* — sol omogen; *b* — sol cu profil stratificat.

Pentru profile stratificate [2], θ_0 și $\theta_{(z)\,z}$ sînt obținute din caracteristicile hidrofizice ale acestor strate fig. 3b.

În stratul „*a*" avem:

$$Vd\,(y) = Vd_2\,(y). \tag{7}$$

Pentru strate mai adînci avem :

$$Vd\,(y) = Vd_2\,(y) - Vd_2\,(y-a) + Vd_1\,(y-a) \tag{8}$$

Poziția apei freatice (curba de depresiune) realizată de drenuri este cunoscută $y = y(x)$, adîncimea medie a apei drenate se poate exprima din ecuațiile

$$\overline{Vd} = \frac{1}{L} \int_A [\theta_0 - \theta_{(x,\,z)}]\, dA \tag{9}$$

$$\bar{y} = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{L} y(x) \cdot dx \tag{10}$$

unde L ... este distanța dintre drenuri ;

A ... secțiunea transversală dintre apa freatică drenată și suprafața solului de la $x=0$ la $x=L$;

$\theta_{(x,\,z)}$ ... distribuția conținutului de apă în sol. Porozitatea drenabilă pentru acest caz bidimensional poate fi definit ca

$$p = \frac{d\overline{V_d}}{d\bar{y}} \tag{11}$$

sau

$$p = \frac{\dfrac{d\overline{V_d}}{dt}}{\dfrac{d\bar{y}}{dt}}. \tag{12}$$

Ecuația 12, poate fi interpretată ca o creștere în timp a volumului de aer deasupra suprafeței apei către variația volumului realizat de curba de depresiune.

Notînd cu : $h(x)$, înălțimea suprafeței apei deasupra liniei drenului
h, înălțimea suprafeței apei la mijlocul distanței
între drenuri avem :

$$h_{(x)} = 4h^2\left[\frac{X}{L} - \left(\frac{X}{L}\right)^2\right]. \tag{13}$$

Volumul mediu drenat poate fi determinat pentru punctul de mijloc al suprafeței apei, mergînd de la zero la adîncimea drenului. Pentru un h dat, curba de depresiune se poate calcula cu ecuația 13, prin valori $\frac{X}{L}$ cu fracțiuni de 0,1. Volumul de aer la diferite $\frac{X}{L}$ se poate determina pentru cazul uni-dimensional și apoi $\overline{Vd}$ prin integrarea numerică a ecuației 9. Adîncimea medie a apei $\overline{y}$ se calculează cu ecuația 10 și apoi rezultă porozitatea drenabilă din panta $\overline{Vd}\,(\overline{y})$, ecuația 11.

Din măsurătorile experimentale efectuate, pentru toate adîncimile de apă drenate au fost mai mari decît cele presupuse prin calculul teoretic.

Porozitatea drenabilă calculată dintr-o creștere de nivel freatic datorat unei ploi este de circa 1,5 ori mai mare decît valoarea obținută la scăderea nivelului freatic datorat drenajului, lucru atribuit aerului din pori.

Valoarea porozității drenabile p, se stabilește în cîmpuri experimentale de drenaj sau în laborator, pe monoliți de sol.

Valorile determinărilor de laborator sînt date în tabelul 1.

Tabelul 1

Porozitatea drenabilă determinată în laborator pe monoliți

Elemente	Sol nisipos				Sol aluvial gleizat			
Volum de apă (cm^3)	1580	1770	1360	2625	990	980	920	750
y (cm)	2,6	2,9	2,3	4,25	10,7	10,5	9,3	7,9
p (%)	31	31	30	31,5	4,72	4,75	5,04	4,85
Valoarea medie p (%)	30,9				4,84			

BIBLIOGRAIFE

1. Jan van Schilfgaarde, : „Drainage for agriculture" în American Society of agronomy, Inc. Publisher, Madison, Wisconsin, U.S.A. 1974 ;
2. R.W. Skaggs, L.G. Wells, S.R. Ghate. „Predicted versus measured drainable porosities". (For presentation at the 1975, Winter Meeting AMERICAN SOCIETY OF AGRICULTURAL ENGINEERS), Palmer House, Chicago, Illinois, USA.
3. „Drainage principles and applications" vol I/IV, 1972—1974. Publication ILRI, Wageningen. The Netherlands.
4. A. Wehry, „Desecări", curs I.P. Traian Vuia, Timișoara, 1975.

LA POROSITÉ DE DRAINAGE DES SOLS

RÉSUMÉ

Dans ce travail on présente les bases théoriques et les résultats des mesurages expérimentales, pour l'établissement de la porosite de drainage des sols, porosite différente de celle établie dans la mecanique des terres et dans le pedologie.

La porosité de drainage des sols.

ACADEMICIAN
Prof. dr. doc. CORIOLAN DRĂGULESCU

În ziua de 1 iunie 1977 a încetat din viață, în etate de 70 ani, academician prof. dr. doc. Coriolan Drăgulescu, președinte al Secției de științe chimice a Academiei R.S.R., director al Bazei academice și al Centrului de Chimie din Timișoara, unul din cei mai proeminenți profesori ai Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara, deținînd în cadrul Facultăți de Inginerie Chimică, timp de 28 ani, importantele funcții de titular al Disciplinei de Chimie anorganică și Șef al Catedrei de chimie generală, anorganică și analitică.

Sînt universal și unanim apreciate la înalta lor valoare personalitatea sa științifică și rolul său determinant în crearea unei școli moderne de chimie anorganică în capitala Banatului; de asemenea multilaterala sa activitate în învățămîntul superior chimic și în creația științifică românească, la care s-a adăugat de-a lungul multor decenii o temeinică și rodnică participare la viața publică a țării de pe poziția sa de vechi aderent și membru al Partidului Comunist Român.

Născut în comuna Vărădia, jud. Caraș-Severin, urmează școala primară din comuna natală, iar apoi Liceul Const. Diaconovici Loga din Timișoara, pe care-l absolvă în 1925.

Devenit în toamna aceluiași an student al Universității din Cluj, la secția de Chimie a Facultății de Științe, se face remarcat prin munca sa pasionată în laborator și în bibliotecă, obținînd în 1930 diploma de licențiat în chimie.

Atașat numaidecît catedrei de chimie fizică, elaborează în anii următori teza sa de doctorat în acest domeniu, dobîndind titlul de doctor în 1936.

Încă din 1934 ocupă un post de asistent la catedra de chimie anorganică și analitică devenind colaborator al profesorului Gheorghe Spacu, la școala căruia își desăvîrșește formația ca voloros cercetător al acestei ramuri a chimiei, pe care o va cultiva apoi cu mare succes de-a lungul întregii sale cariere ulterioare. În 1944 este numit șef de lucrări la aceeași catedră.

În 1945 trece la Școala Politehnică din Timișoara, ocupînd postul de profesor titular de Chimie generală și agricolă al noii Facultăți de agronomie.

Cu ocazia înființării Facultății de Chimie Industrială din Timișoara, devine șeful Catedrei de chimie anorganică și analitică a noii facultăți, asumînd totodată și funcția de decan al ei, pe care o deține timp de 14 ani.

În anul 1963 este ales membru al Academiei R.S.R.

Pe planul activității științifice Acad. C. Drăgulescu a depus fără preget timp de 47 de ani o muncă neobosită și excepțional de rodnică. Mărturie a vastei și însemnatei creații științifice realizate prin munca sa personală în laborator, respectiv inspirate, îndrumate și, promovate de dînsul ca mentor al proprii sale școli, stă un ansamblu impunător de lucrări de cercetare originală publicate, al căror număr se ridică la aproape 200. În afară de acestea nu pot fi trecute cu vederea cîteva scrieri voluminoase cu caracter didactico-științific, elaborate pentru uzul studenților și cercetătorilor, îndeosebi — mai recent — o foarte valoroasă și originală „Introducere în chimia anorganică modernă" și o amplă monografie din domeniul chimiei coordinative. În cadrul acestei complexe activități științifice — servind exemplar cauza ridicării de noi cadre de cercetare superior calificate — a promovat peste 40 de doctori (ingineri chimiști și chimiști puri).

Ca dascăl profund conștient că suprema sa chemare este nu numai de a transmite cunoștințe cu talentul de care dispune ci totodată de a înfăptui printr-o exigență realistă o cît mai temeinică și justă selecție a valorilor naturale potențate prin școală, a fost înzestrat cu darul prețios de a prinde mintea și inima studenților săi în rîndurile cărora și-a cîștigat un mare prestigiu și toată simpatia.

În numeroasele colective de lucru al căror membru — nu arareori președinte — a fost, de la nivel de facultate și institut pînă la nivel de organizații naționale și ministere (M.E.I. și M.I.Ch.), ascendentul profesional, intelectual și moral al personalității sale s-a impus peste tot prin el însuși, în mod natural. Numeroase delegații în străinătate — 36 în cursul ultimilor 25 de ani — din partea M.E.I., Academiei și altor foruri superioare — între ele și ca reprezentant al țării noastre la mai multe conferințe Pugwash, iar mai recent la Consiliul Un. Internaț. de chim. pură și apl. (I.U.P.A.C) — l-a purtat în multe țări ale emisferei nordice pentru participări active la o seamă de importante reuniuni științifice internaționale, vizite de informare, schimburi de experiență, aniversări, acorduri de colaborare între instituții, etc., permițîndu-i să stabilească colaborări științifice, precum și alte legături de preț cu organizații culturale și multe personalități de peste hotare.

Animat încă din timpul studiilor universitare de generoasele idealuri ale socialismului, a depus continuu chiar de pe atunci o vie activitate politică și social-culturală, militînd totdeauna pentru triumful dreptății și echității. Membru al Partidului Comunist încă de pe vremea ilegalității acestuia (1941) a îndeplinit în ultimii 35 de ani numeroase și importante sarcini care au prilejuit relevarea înțelepciunii și generozității sale.

Modestia, hărnicia, principialitatea și omenia au fost dintotdeauna coordonatele majore ale întregii sale activități didactice, științifice, organizatorice și social-politice, ceea ce i-au atras stima și dragostea ce-l înconjura de pretutindeni. A muncit cu abnegație și perseverență, nentrerupt, chiar și în momentele grele din viața sa.

Pentru rolul de prim ordin jucat ca om de știință, profesor și organizator, precum și pentru deosebitele sale merite culturale și sociale, profesorul C. Drăgulescu a fost distins cu numeroase ordine, medalii și titluri onorifice, printre care Ordinul Muncii (1962), Ordinul „Meritul Științific" (1966), Om de știință emerit (1970). Mai recent (1974) autoritatea și prestigiul de care s-a bucurat ca unul dintre reprezentanții de frunte ai științei și culturii naționale i-au atras alegerea ca Președinte al Secției de Științe chimice a Academiei.

Moartea academicianului Coriolan Drăgulescu constituie o pierdere grea pentru învățămîntul superior, pentru toți cei care l-au cunoscut și care au fost cuceriți de via lumină intelectuală, de căldura umană și farmecul greu egalabil al personalității sale.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

OBŢINEREA $ZrCl_4$ PRIN CLORURAREA ZrO_2 PUR

DE

C. Drăgulescu, Z. GROPŞIANU, MINODORA MEDELEANU

Încercările efectuate şi rezultatele obţinute au permis precizarea condiţiilor optime de sinteză şi domeniul în care reacţia este realizabilă industrial, în cazul clorurării unui ZrO_2 pur.

Clorurarea ZrO_2 pur este o fază deosebit de importantă, care, fie că precede operaţia de dehafniere prin distilarea $Zr(Hf)Cl_4$, fie că precede reducerea $ZrCl_4$ în scopul obţinerii zirconiului (în majoritatea proceselor de separare a Zr de Hf rezultă ZrO_2, care se clorurează în vederea prelucrării la metal). Concluziile prezentate înlătură incertitudinea unui domeniu de lucru în intervale mari de temperatură propus de unii autori[1,2] şi demonstrează că utilizarea CCl_4 ca agent de clorurare[3,4] nu prezintă avantaje tehnologice reale.

Alături de acesta informaţiile existente în literatură privitoare la clorurarea ZrO_2 — în majoritate brevete — sînt generale şi incomplete, sau se referă în special la clorurarea unor concentrate zirconifere[1,5]. Cu toate că legităţile de bază sînt aceleaşi, condiţiile specifice de lucru nu sînt stabilite în cazul clorurării ZrO_2 pur.

Pe baza concluziilor privind aspectele termodinamice ale reacţiei de clorurare a ZrO_2 a unor date cinetice vizînd viteza de reacţie şi rolul carbonului în procesul de clorurare[1,2], precum şi a unor încercări preliminare efectuate s-au stabilit următoarele condiţii de lucru :

Temperatura	700—950 °C
Compoziţia granulelor supuse clorurării (ZrO_2/C)	2,91—4
Debitul de clor (l/h)	0,5—4,5
Timp de clorurare (minute)	10—90

La toate încercările efectuate s-a urmărit influenţa temperaturii, a vitezei de trecere a clorului, a timpului de reacţie şi a compoziţiei granulelor (raport ZrO_2/C) asupra randamentului de transformare, precum şi forma produsului obţinut prin condensare, fază importantă a procesului tehnologic, deoarece varietăţile obţinute determină pierderile de produs, calitatea acestuia şi randamentul global al procesului.

Determinările experimentale au permis stabilirea unor dependenţe între randamentul de transformare şi parametrii arătaţi anterior, redate parţial în fig. 1, 2, 3. Examinarea acestora şi analiza fenomenelor observate în timpul experienţelor efectuate, au condus la precizarea unor concluzii care constituie o contribuţie cu date experimentale la tehnologia obţinerii $ZrCl_4$ din ZrO_2 pur.

Randamentul creşte cu creşterea temperaturii şi a timpului de clorurare pînă la temperatura de 850 °C, peste această valoare influenţa creşterii temperaturii devine neînsemnată (fig. 1). Această constatare, corelată cu dependenţa randamentului de timpul de clorurare (fig. 2) sugerează posibilitatea obţinerii unor randamente bune şi la temperaturi mai scăzute dar durată mai mare, ceea ce nu este avantajos într-o tehnologie continuă. Temperatura

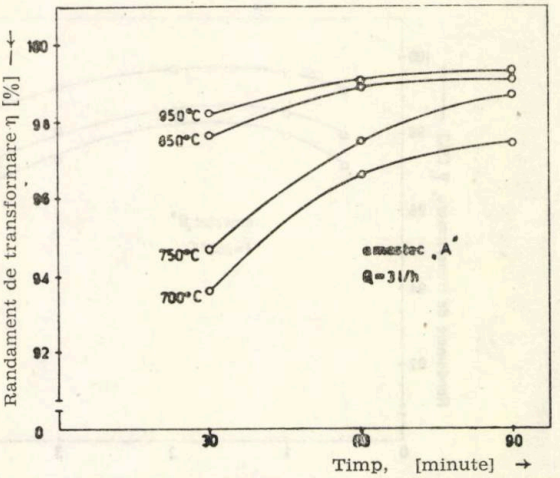


Fig. 1. Dependenţa dintre randamentul de transformare şi timpul de clorurare la diferite temperaturi şi debit constant de clor.

optimă a procesului se situează între 800—850 °C; intervalul larg de temperatură (500—1 000 °C) indicat în majoritatea lucrărilor citate în literatură, nu este real în cazul clorurării ZrO_2 pur.

Se remarcă de asemenea existența și a unui debit optim de clor (fig. 3) în intervalul 1—2 l/h. La debite mici, cantitatea de clor este insuficientă, iar la debite mai mari decît cel optim, cînd viteza de trecere e mare, timpul de contact devine insuficient pentru desfășurarea reacției, deci consumul de clor se va micșora pe măsura creșterii debitului său, implicit a vitezei. În plus au loc efecte de antrenare a $ZrCl_4$ în stare de vapori.

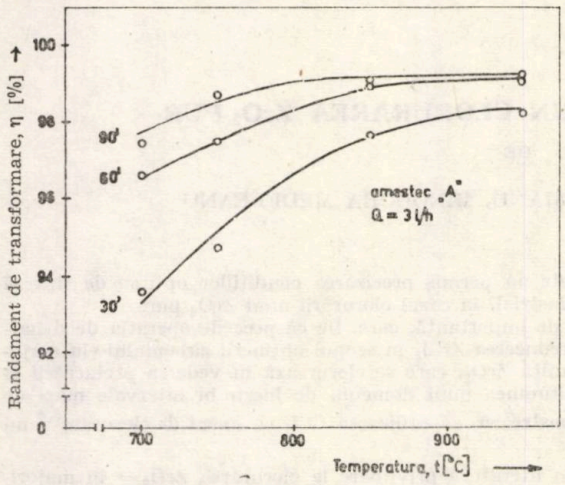


Fig. 2. Dependența dintre randamentul de transformare și timp de clorurare.

La debitul optim de clor și temperatura optimă s-a constatat o creștere deosebit de bruscă a randamentului în primele 20', după care variația este neînsemnată tinzînd spre o valoare constantă. Din punct de vedere tehnologic această constatare este importantă pentru stabilirea condițiilor de lucru cu randamente bune la consum minim de energie.

Influența favorabilă a creșterii conținutului de C asupra randamentului de transformare trebuie acceptată cu prudență; ea poate constitui și o condiție limitativă din punct de vedere tehnologic, avînd în vedere posibilitatea formării unor compuși gazoși ai clorului cu excesul de carbon, cu efecte nefavorabile asupra procesului de condensare, în sensul micșorării presiunii parțiale a tetraclorurii de zirconiu în amestecul de gaze ce părăsește zona de reacție.

Utilizarea ca agent de clorurare a unui amestec de Cl_2 și CCl_4 nu s-a concretizat prin rezultate avantajoase atît sub aspectul randamentelor (32—40%) cît și prin caracterul critic al procesului de condensare, cu formare de aerosoli și volum mare de gaze, determinate de prezența posibilă a produșilor secundari de reacție ai clorului cu CCl_4 în domeniul de temperaturi la care s-a lucrat (550—750 °C)

În literatura de specialitate nu există date privind condițiile în care se poate realiza eficient condensarea vaporilor de $ZrCl_4$ cu evitarea formării aerosolilor, care determină denaturarea produsului (prelucrarea ulterioară a $ZrCl_4$ impune utilizarea unui produs cristalizat și compact) și duc la pierderi prin antrenare.

Deoarece $ZrCl_4$ nu cristalizează din topitură ci sublimează la presiunea atmosferică la temperatura de 331 °C, rezultă că procesul complex de formare- condensare a $ZrCl_4$ este în fond un proces de sublimare și deci este influențat de factori specifici ca, transferul de căldură în condensator, viteza cu care vaporii sînt transferați din vaporizator în condensator, cantitatea de gaze necondensabile, etc.

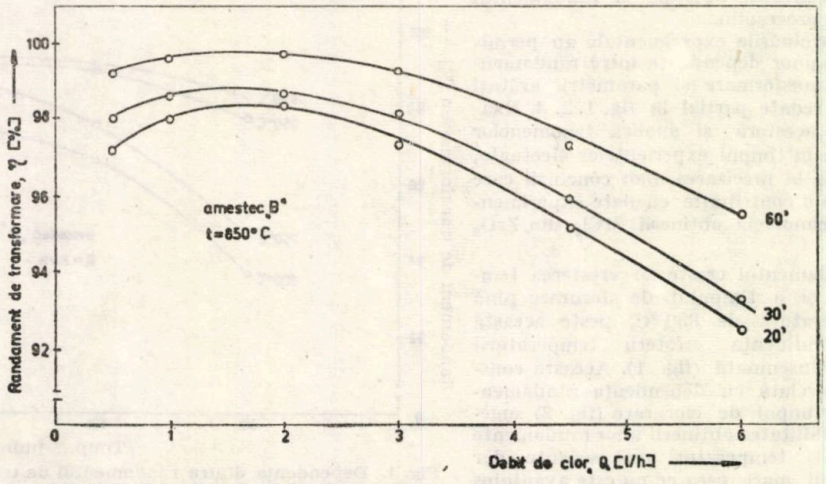


Fig. 3. Variația randamentului de transformare cu debitul de clor și timpul de clorurare, la temperatura de 850 °C și raport ZrO_2/C=2,91.

În fig. 4 este arătată distribuția temperaturilor în zona de condensare.

Pentru a obține $ZrCl_4$ cristalizată, temperatura în condensator trebuie să fie mai mare de 250 °C. La temperaturi mai scăzute, $ZrCl_4$ se depune sub forma unui strat microcristalin foarte aderent, dificil de evacuat.

Calitatea produsului este influențată de concentrația $ZrCl_4$ în amestecul gazos. La concentrații mici (deci volum mare de gaze necondensabile) produsul este afînat, din cauză că cristalizarea se petrece în volum și nu pe suprafața condensatorului.

Formarea nemijlocită a cristalelor din faza de vapori este determinată de viteza cu care vaporii ajung în condensator și de diferența dintre temperatura peretului condensatorului și temperatura vaporilor. Temperatura în condensator se corelează și cu debitul de clor, deoarece la viteze mari se formează aerosoli care nu se depun, chiar dacă temperatura în condensator este scăzută.

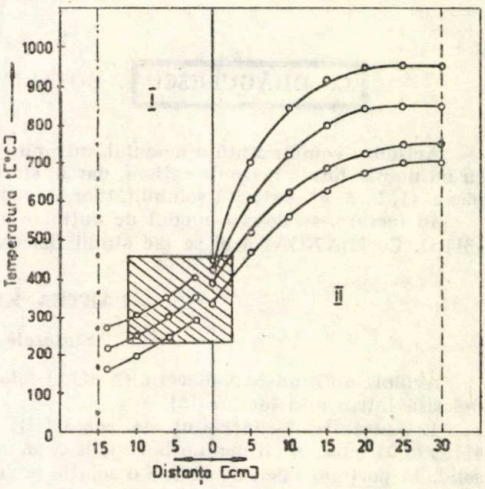


Fig. 4. Distribuția temperaturilor în zona de condensare, la intensități diferite de încălzire.

Se poate concluziona că productivitatea operației de condensare depinde de eficacitatea răcirii, temperatura să fie apropiată de temperatura de sublimare. Viteza de condensare determină mărimea cristalelor și forma în care se depun.

BIBLIOGRAFIE

1. G. B. Korșunov și S. L. Stefaniuc, Vvedenie v hlorirovanie metallurghii redkih elementov, Izd, Metallurghiia, Moskva 1970.
2. B. D. Vasilenko și A. N. Volskii, Zhur. neorg. Khim. 3 (7) 1497 (1958).
3. K. Knox și S. I. Tyree, J. Amer, Chem. Soc. 79, 3358 (1975).
4. E. R. Eperson ș.a., Inorg. Synth. 7, 163 (1963).
5. T. Segărceanu ș.a., Metalurgia 25 (5) 257 (1973).

$ZrCl_4$ PREPARATION BY CHLORINATION OF PURE ZrO_2

SUMMARY

The paper is dealing with the influence of some macrokinetic factors as temperature, reaction time, chlorine flow, composition, etc., on the chlorination yield, in the case of $ZrCl_4$ preparation by the chlorination of pure ZrO_2. The determinant influence of the reaction temperature has been pointed out and the optimum working range has been established as beeing 800—850 °C. The influence of the different factors on the $ZrCl_4$ condensation process has also been outlined, concerning as well the recovery yield as the quality of the product.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

COMPLECŞI AI COBALTULUI CU ACID ANTRANIL-N, N-DIACETIC (ANDA)

DE

C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, P. TRIBUNESCU

Acţiunea complexantă a acidului antranil — N ,N — diacetic (ANDA) în soluţie, a fost studiată cu un număr foarte mare de cationi, dar în stare solidă s-a reuşit să se separe puţine combinaţii complexe, [1, 2, 3, 4], datorită solubilităţilor mari în soluţie apoasă.

În lucrare, se descrie modul de obţinere a compuşilor Co(II) ANDAH. $3H_2O$, Co(II)ANDALi·$3H_2O$, Co(II)ANDANa şi se fac studii fizico-chimice comparative asupra lor.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Sintezele compuşilor.

Acidul antranil-N,N-diacetic (ANDA) folosit la sinteze, a fost preparat de noi, după o metodă descrisă într-o altă lucrare [5].

1. **Antranil-N,N-diacetatul de cobalt(II), CoANDAH·$3H_2O$.** Se dizolvă ~2,49g $Co(CH_3COO)_2 \cdot 4H_2O$ (0,01 moli) în cît mai puţină apă la cald, iar la această soluţie se adaugă ~2,5 g(0,01 moli) ANDA solid, în porţiuni mici. Se obţine o soluţie intens violetă cu un pH≅2,0. Soluţia obţinută se adaugă la o soluţie caldă de etanol, în picături şi sub agitare energică. După răcire se adaugă eter etilic, cînd solubilitatea complexului scade. Compusul se purifică prin recristalizări repetate din soluţie apoasă prin adăugare de alcool şi eter.

Analiza pentru $[Co(C_{11}HgNO_6)] \cdot 3H_2O$. Calculat : C, 36,26 ; H, 4,14 ; N, 3,84 ; Co, 16,19 şi H_2O 14, 83%. Găsit : C, 35,40 ; H, 3,96 ; N, 3,83 ; Co, 17,03 şi H_2O 15,10%.

2. **Sarea de litiu a antranil-N,N-diacetatului de cobalt (II), CoANDALi·$3H_2O$.** Se poate pleca de la compusul protonat obţinut mai sus, dizolvat în apă, la care se adaugă o cantitate echivalentă de $LiOH(H_2O)_2$, sub agitare energică, pentru a evita apariţia unor puncte de alcalinitate crescută care ar putea duce la precipitarea cobaltului sub formă de hidroxid. Pentru precipitarea şi purificarea compusului se procedează în modul descris la Co(II) ANDAH. $3H_2O$.

Analiza pentru Li $[Co(C_{11}HgNO_6)] \cdot 3H_2O$. Calculat : C, 36,68 ; H, 3,78 ; N, 3,78 ; Co, 13,23 ; H_2O 14,59%. Găsit : C, 35,53 ; H, 3,73 ; N, 3,90 ; Co, 13,15 ; H_2O, 14,40%.

3. **Sarea de sodiu a antranil-N,N-diacetatului de cobalt (II), Co (II) ANDANa.** Se prepară mai întîi sarea trisodică a acidului antranil-N,N-diacetic astfel : la ~2,5 g ANDA (0,01 moli) se adaugă 1,2 g NaOH (0,03 moli) dizolvat în foarte puţină apă. Soluţia obţinută se adaugă la o soluţie care conţine aprox. 2,49 g $Co(CH_3COO)_2 \cdot 4H_2O$ (0,01 moli). Compusul se precipită prin adaus de etanol şi acetonă sau etanol şi eter. Se purifică prin recristalizări repetate.

Analiza pentru Na $[Co(C_{11}HgNO_6)]$. Calculat : C, 39,77 ; H, 2,42 ; CO, 17,74%. Găsit : C, 39,85 ; H, 2,52 ; Co, 17,55%.

Complecşii, Co(II)ANDAH·$3H_2O$, Co(II)ANDALi·$3H_2O$ şi Co(II)ANDANa, au solubilitate foarte mare în apă, solubilitatea lor scade în solvenţi neapoşi ca : alcool, acetonă, eter. Se separă ca precipitate foarte fine, colorate în roşu violet.

Studii fizico-chimice

Studiile fizico-chimice au fost efectuate în scopul confirmării analizei chimice şi pentru stabilirea structurii compuşilor obţinuţi.

Analiza termogravimetrică. Datele analizei termice arată o asemănare pregnantă între Co(II) ANDAH·$3H_2O$ şi Co(II)ANDALi·$3H_2O$, ambii avînd cîte trei moli de apă, pe care o pierd în acelaşi mod, adică la temperatură scăzută şi într-o singură etapă. (fig. 1, 2). Pierderea apei începe la 40 — 45 °C şi este complet eliminată la 120 °C, de unde reiese că nu este vorba de coordinarea acesteia la ionul de cobalt (II). După pierderea apei, termogramele prezintă paliere pînă la 255 °C pentru compusul protonat şi 240 °C pentru sarea de litiu, temperaturi la care are loc descompunerea complecşi-

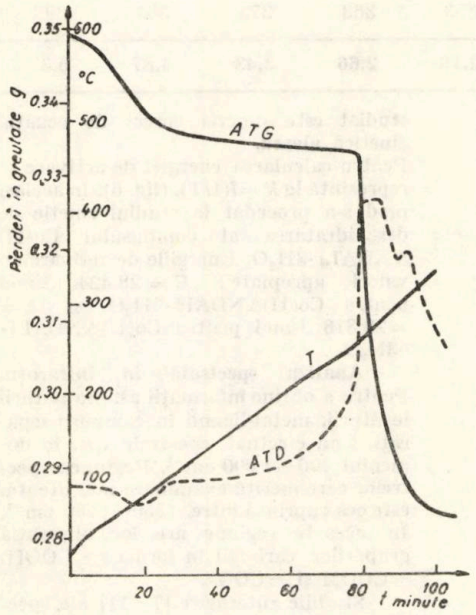


Fig. 1. Curbele ATG şi ATD pentru compusul Co(II)ANDAH.$3H_2O$, în aer.

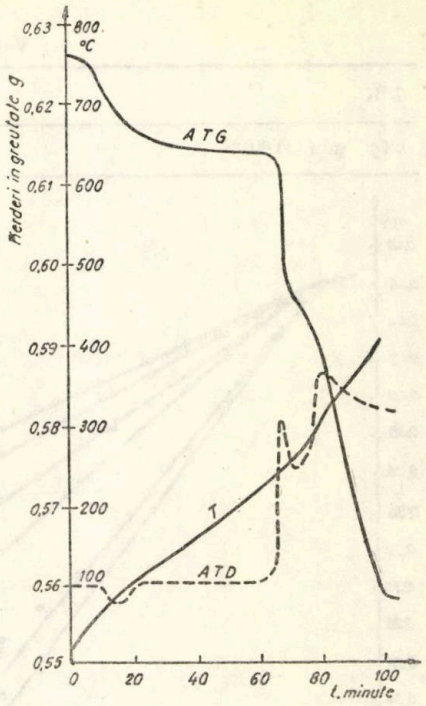


Fig. 2. Curbele ATG şi ATD pentru compusul Co(II)ANDALi.$3H_2O$, în aer.

lor şi arderea substanţei organice. Procesul de pierdere al apei şi descompunerea se evidenţiază şi pe curba ATD, prin picul endoterm la pierderea apei şi exoterm la piroliză, în cazul cînd analiza termică se face în aer. În mediu inert sau în vid apare şi efectul endoterm determinat de descompunerea complecşilor (fig. 3). Termograma compusului Co(II)ANDANa prezintă un palier pînă la 250 °C, temperatura de descompunere a acestuia (fig. 4).

Cinetica procesului de deshidratare. Din curbele ATG s-au ales temperaturile potrivite pentru studiul cinetic al procesului de deshidratare [6]. Cunoscînd cantitatea de substanţă supusă studiului şi cantitatea de apă eliminată în funcţie de timp, se poate calcula cantitatea de substanţă, m, supusă deshidratării în fiecare moment. Reprezentînd grafic $m^{1/3}=f(t)$ se obţin izotermele de deshidratare la temperaturile de lucru (fig. 5), din care se determină constantele de viteză k', tabela 1. Faptul că punctele fiecărei determinări se situiază pe cîte o dreaptă, arată că procesul

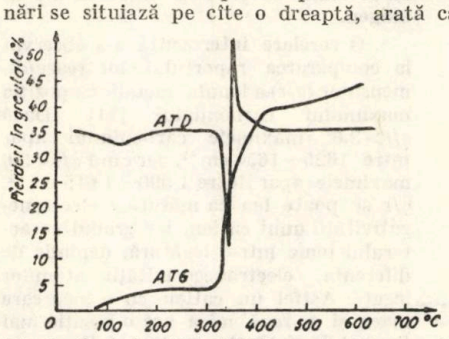


Fig. 3. Curbele ATG şi ATD pentru compusul Co(II)ANDALi.$3H_2$, în atmosferă de azot.

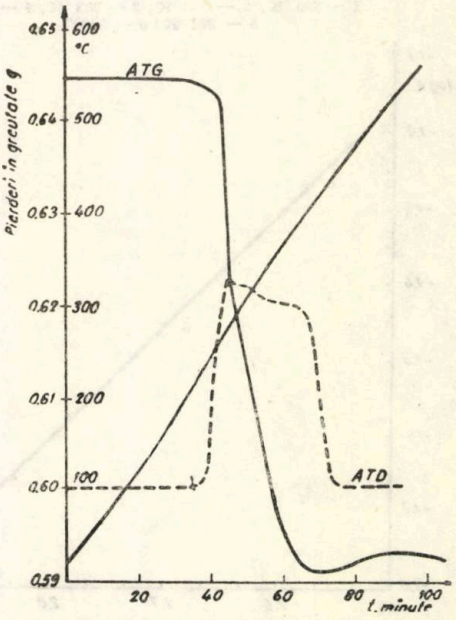


Fig. 4. Curbele ATG şi ATD pentru compusul Co(II)ANDANa, în aer.

Tabela 1

Valorile constantelor k'

$T°K$	343	353	363	373	383	393
$k'(g^{1/3}min.^{-1})\cdot10^{-2}$	1,83	2,18	2,66	3,43	4,87	5,37

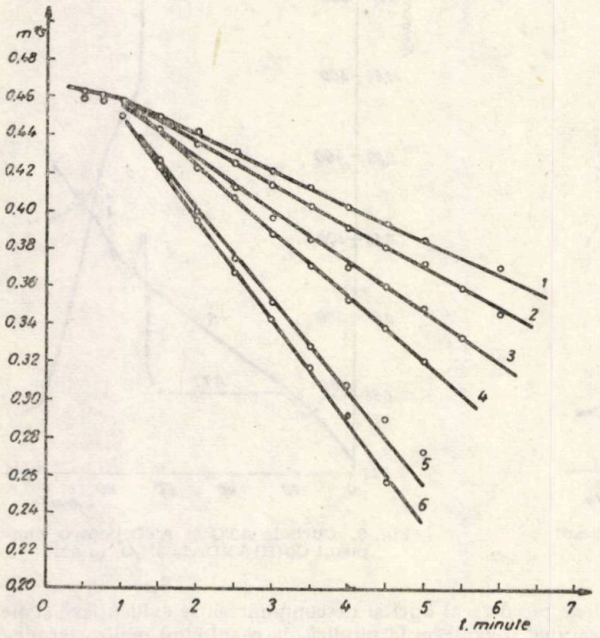


Fig. 5. Izotermele de deshidratare pentru compusul Co(II)ANDAH.$3H_2O$:
1 — 343 °K; *2* — 353 °K; *3* — 363 °K; *4* — 373 °; *5* — 383 °K; *6* — 393 °K.

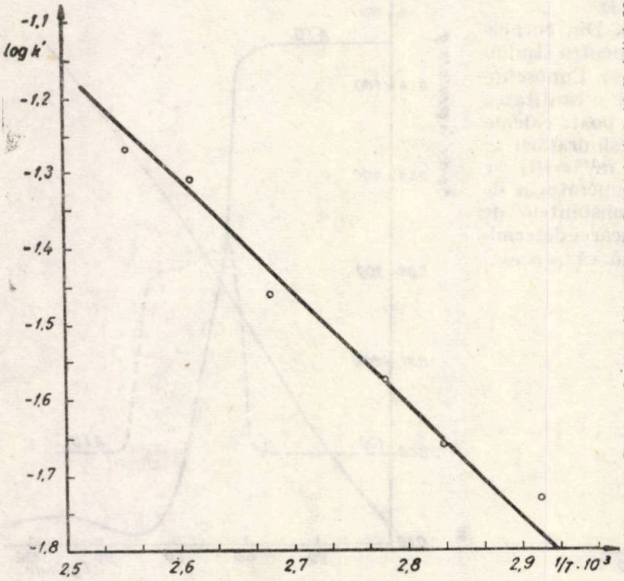


Fig. 6. Dependența constantei de viteză k', de temperatură pentru deshidratarea compusului Co(II)ANDAH.$3H_2O$.

studiat este descris corect de ecuația cinetică aleasă.

Pentru calcularea energiei de activare se reprezintă $\lg k' = f(1/T)$, (fig. 6). În același mod s-a procedat la studiul cinetic de deschidratarea al compusului Co(II) ANDALi·$3H_2O$. Energiile de activare au valori apropiate : $E = 28\,424$ J/mol pentru Co(II)ANDAH·$3H_2O$ și $E = 20\,816$ J/mol pentru Co(II)ANDALi·$3H_2O$.

Analiza spectrală în infraroșu. Pentru a obține informații asupra naturii legăturii, metal-ligand în compușii separați, s-au efectuat spectrele I.R. în domeniul 400—4 000 cm^{-1}. Regiunea spectrelor care merită examinare mai atentă, este cea cuprinsă între 1550—1750 cm^{-1}. În această regiune are loc absorbția grupărilor carboxil în forma : —COOH, —COOM și $-COO^-$.

Studiile anterioare [7—11] ale spectrelor I.R. asupra complecșilor metalici ai EDTA-lui au arătat că frecvențele de intindere asimetrice a grupului carbonil variază considerabil în structura —COOM cînd M se schimbă. Dacă M este un proton, ca în H_4EDTA, absorbția carbonilului apare în jur de 1700 cm^{-1} iar dacă M este un ion de potasiu ca în K_4EDTA absorbția apare la 1595 cm^{-1}, S-a sugerat că aceste variații pot fi puse pe seama naturii legăturii O—M. Dacă legătura este preponderent ionică, ca în sărurile de potasiu, posibilitățile de rezonanță a carboxilului sînt maxime, iar dacă gradul de covalență crește în legătură O—M rezonanța carbonilului este parțial blocată și împinsă spre frecvențe mai mari. În consecință localizarea benzii carboxilului poate fi luată ca măsură a caracterului covalent a legăturii metal-oxigen.

O corelare interesantă s-a observat la compararea raportului încărcare/dimensiune (q/r) a ionului metalic cu poziția maximului carbonilului [11]. Dacă $q/r > 3{,}6$ maximele carbonilului apar între 1625—1650 cm^{-1}, iar cînd $q/s < 3{,}6$ maximele apar între 1 590—1 615 cm^{-1}. q/r se poate lua ca măsură a electronegativității unui cation, iar gradul caracterului ionic într-o legătură, depinde de diferența electronegativității atomilor legați. Astfel un cation cu o încărcare mare și o rază mică are o poziție mai favorabilă față de un ligand electronegativ în formarea legăturii covalente.

Din datele prezentate în tabela 2 se observă că vibrațiile de valență ale carbonilului pentru ANDA apar ca benzi intense la 1725 cm^{-1}, și 1375 cm^{-1}. Pentru complecșii cobaltului cu ANDA, cele două maxime sînt deplasate spre frecvențe mai mici, indicînd așa dar o legătură preponderent ionică între Co(II) și ANDA. $q/r=2,4$ pentru Co(II) întărește această afirmație și este în concordanță cu studiile efectuate de Bailar [11]. Absorbția care apare în domeniul 3400—3600 cm^{-1} chiar și la Co(II)ANDANa pentru care atît analiza chimică cît și cea termogravimetrică indică absența apei, poate fi asociată cu apa de higroscopicitate, iar în cazul compușilor Co(II)ANDAH·$3H_2O$ și Co(II)ANDALi·$3H_2O$ cu apa de cristalizare.

Tabelul 2

Benzile de absorpție în infraroșu a acidului antranil-N,N-diacetic (ANDA) și a compușilor Co(II)ANDAH·$3H_2O$, Co(II) ANDALi·$3H_2O$, Co(II)ANDANa

Compusul	$\nu_{C=O}$	ν_{COO}	ν_{CN}	ν_{OH}
ANDA	1 725(I)	1 375(I)	1 200(I)	3 000(I)
Co(II)ANDAH·$3H_2O$	1 580(I)	1 410(I)	1 190(I) 1 240(M)	3 360(IL)
Co(II)ANDALi·$3H_2O$	1 560(I)	1 415(I)	1 175(I) 1 188(I) 1 249(M) 1 280(I)	3 420(SL)
Co(II)ANDANa	1 570(I)	1 316(I) 1 365(I) 1 410(I)	1 150(I) 1 174(I) 1 188(I) 1 249(M) 1 280(I)	3 400(SL)

Susceptibilitatea magnetică. Se știe că există o strînsă legătură între proprietățile magnetice și constituția atomului și moleculei. De aceea urmărirea proprietăților magnetice ale substanțelor chimice este un însemnat mijloc de investigație structurală.

Proprietățile magnetice ale oricărei substanțe sînt legate de numărul și repartiția electronilor din atom și ioni prin relații directe și exacte. În general paramagnetismul este determinat de prezenta în substanță a ionilor atomilor sau moleculelor care au electroni necuplați. Proprietățile magnetice ale unui atom sau ion sînt determinate de suma celor două momente, orbital și de spin.

Interpretarea valorilor experimentale ale momentelor magnetice, ne dă indicații prețioase din punct de vedere structural al compușilor chimici.

Momentele magnetice efective ale complecșilor evaluate din susceptibilitatea magnetică măsurată la temperatură camerei sînt date în tabela 3. Valorile momentului magnetic în toate cazurile sînt foarte apropiate de $\mu_S=3,87$, calculată pentru Co(II). Prin urmare cobaltul în acești complecși va avea trei electroni impari, iar contribuția orbitală la momentul magnetic dispare prin compensație.

Tabelul 3

Susceptibilitatea magnetică a compușilor obținuți

Compusul	Susceptibilitatea specifică $\chi \cdot 10^6$	Susceptivilitatea morală $\chi \cdot 10^6$	Momentul magnetic Magnetoni Bohr MB.
Co(II)ANDAH·$3H_2O$	17,32	6 304	3,905
Co(II)ANDALi·$3H_2O$	14,87	5 499	3,647
Co(II)ANDANa	11,98	3 977	3,096

Conform criteriului magnetic putem spune că avem de a face cu complecşi de spin mare, deci labili. În complecşii slabi electronii păstrează aceiaşi repartiţie ca în ioni deci ei vor avea momente magnetice apropiate de ale ionilor. Se ajunge astfel la o confirmare a studiilor şi concluziilor analizei I.R. asupra naturii legăturii Co(II)-ANDA, şi stabilităţii complecşilor [12, 13, 14, 15, 16].

BIBLIOGRAFIE

1. Drăgulescu C., Simonescu T., Menessy I., Anton R., Studii şi cercetări Şt. Chim., Baza Cercetării Şt. Timişoara, 6, 9 (1959).
2. Drăgulescu C, Simonescu T., Menessy I., Anton R. Studii şi Cercet. Şt. Chim. Baza cercetării Şt., Timişoara, 7, 9 (1960).
3. Drăgulescu C., Simonescu T., Menessy Î., Anton R., Studii şi Cercetări Şt., Timişoara, 8, 9 (1961).
4. Takeshi Tomita, Eishin Kyuno şi Ryokichi Tsuchiya, Bulletin of the chemical Society of Japan, 42, 947 (1969).
5. Drăgulescu C., Simonescu T., Anton R., Studii şi Cercetări Şt., Chim., Baza Cercetări Şt, Timişoara, 6, 21 (1959).
6. Kadletz A., Dubinin M. M., Izvest. Acad. Nauk. S.S.S.R., Otdel. khim. Nauk, 9, 1031 (1958).
7. Busch D. H., şi Bailar J. C. Jr., J. Amer. Chem. Soc., 75, 4574 (1953).
8. Busch D. H. şi Bailar J. C. Jr., ibid. 78, 716 (1956).
9. Morris M. L., Busch D. H., J. Amer. Chem. Soc. ,78, 5178 (1956).
10. Sawyer D. T., şi Paulsen P. J., ibid. 81, 816 (1959).
11. Sievers R. E. şi Bailar J. C. Jr., Inorganic Chemistry, 1, 174 (1962).
12. Jennings K. R., Structură moleculară (traducere din limba engleză, Editura ştiinţifică, Bucureşti, 1967.
13. Goodenough J. B., „Magnetism and chemical Bond", New York, Interscience, 1963.
14. Pauling L., „The Nature of chemical Bond", Ed. 3, Ithaca (N.Y.), Cornel University Press, 1960.
15. Lewis J., Wilkins R. G., „Modern Coordination Chemistry", Interscience Publ. Inc., New York, 1960.
16. Mizushim J., Nakayawa Q., J. Chem Phys., 23, 1367 (1955).

KOMPLEXVERBINDUNGEN DES KOBALTS MIT ANTHRANIL-N, N'-DIESSIGSÄURE (ANDA)

ZUSAMMENFASSUNG

In der Arbeit werden die Studien dargestellt die anlässlich der Separation des Komplexes Co(II) ANDAH·$3H_2O$ und seiner Salze mit Li und Na, durchgeführt wurden.

Die Ergebnisse der thermischen, spektroskopischen (I.R.) und magnetischen Untersuchungen weisen auf ähnliche Eigenschaften der drei chemischen Verbindungen hin : zwischen Co(II) und ANDA besteht hauptsächlich eine Ionenbindung, die drei Wassermolküle sind nicht zum Zentralatom koordiniert.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

NOI LIGANZI DE TIP COMPLEXONIC
II. ASUPRA SINTEZEI SĂRII DISODICE A ACIDULUI MESO-2,3-DIAMINOSUCCIN-N,N'-DIACETIC ($Na_2H_2DSDA.\ 2\ H_2O$)

DE

C. DRĂGULESCU, A. FERENCZ, E. PETROVICI

S-a sintetizat sarea disodică a acidului meso-2,3-diaminosuccin-N,N'-diacetic în stare pură. S-a separat de asemenea sarea dipotasică a acidului. Caracterizările s-au făcut prin punct de topire, analiză elementară, titrarea hidrogenilor ionizabili şi spectru I.R.

Ca primă etapă în sinteza derivaţilor N,N'-carboximetilici ai acidului meso-2,3-diaminosuccinic /1/, am obţinut sarea disodică a acidului meso-2,3-diaminosuccin-N,N'-diacetic, $Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$.

$Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$ s-a obţinut direct, prin condensarea acidului meso-2,3-diaminosuccinic — purificat prin recristalizări repetate la $pH=2$ /2/ — cu acid cloracetic şi iodacetic în mediu alcalin/3/, respectiv prin varianta sintezei Strecker propusă de Bersworth şi colaboratorii /4/. În condiţiile în care am executat sintezele nici la o acidulare mai înaintată pînă la un $pH=2$ nu are loc precipitarea acidului meso-2,3-diaminosuccin-N,N'-diacetic (probabil datorită concentraţiei mari în ioni de Na^+, respectiv datorită solubilităţii destul de reduse a $Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$).

S-a separat sarea disodică în stare pură. Purificarea s-a făcut prin reprecipitări repetate cu alcool la cald.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

1. Sinteza $Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$ cu acid iodacetic, respectiv acid cloracetic (3).

Sintezele s-au executat la scara „micro" în baloane de 50 ml · 0,37g de acid meso-2,3-diaminosuccinic se dizolvă în 8 ml NaOH 6N, peste care se adaugă 2,79 g acid iodacetic (1,5 g acid cloracetic). Pentru definitivarea reacţiei amestecul se lasă 20′ la 80—90 °C pe baie de apă (1h la sinteza cu acid cloracetic). După răcire amestecul de reacţie se aduce la un pH final de 5—5,5 cînd are loc precipitarea sării disodice a H_4DSDA. După filtrarea precipitatului obţinut, se spală de 2—3 ori cu puţină apă şi se usucă pe $CaCl_2$, H_2SO_4 conc.

Recristalizarea produsului brut s-a făcut prin dizolvarea în apă la cald, soluţiei adăugîndu-i-se alcool fierbinte pînă cînd apar primele cristale, după care urmează o răcire lentă pentru definitivarea cristalizării. Pentru obţinerea unui produs cu puritate mare, reprecipitarea cu alcool fierbinte se repetă de 2—3 ori.

S-a încercat de asemenea sinteza exact în condiţiile descrise mai sus, dar alcalinitatea s-a asigurat cu KOH 6N. Reacţia decurge mai energic. Precipitarea sării dipotasice s-a făcut însă cu alcool etilic în strat subţire — la un $pH=5-5,5$. Se lasă 24h pentru cristalizare (produsul e mult mai uşor solubil şi are tendinţa de a se separa sub formă de precipitat siropos, cleios). Recristalizarea produsului brut s-a făcut la fel ca şi la sarea disodică. Se obţine astfel sarea dipotasică a acidului meso-2,3-diaminosuccin-N,N'-diacetic, $K_2H_2DSDA \cdot nH_2O$.

2. Sinteza $Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$ cu formaldehidă şi cianură de sodiu în soluţii alcaline (4).

Sinteza s-a executat de asemenea la scara „micro" în baloane de 50ml. Într-un balon de 50ml, închis la vacum, prevăzut cu pîlnie picătoare şi refrigerent, se introduc 0,50g acid meso-2,3-diaminosuccinic, 0,82g NaCN şi 0,40g NaOH. Amestecul se dizolvă în 2ml H_2O şi se răceşte la 10 °C. Apoi se picură încet sub agitare continuă 0,1g formaldehidă (cantitatea totală de formaldehidă de adăugat 0,5 g — exces de 150% — se află în 1,54 ml CH_2O 29,8%, $d=1,0915$, care se diluează la 10 ml, din care se adaugă 2 ml). În continuare conţinutul balonului se încălzeşte la 60 °C şi se distilă 2 ml apă (soluţie apoasă de amoniac); din nou se răceşte la 16 °C şi se picură încet 1 ml din soluţia de formaldehidă preparată mai sus, după care se distilă 1 ml apă. Adăugarea de formaldehidă (1 ml) şi distilarea la 30 °C în vacum, se reia încă de 7 ori, timpul de reacţie scurtîndu-se succesiv.

Din soluția clară obținută, aproape incoloră, se separă la acidulare cu HCl, la un pH=5—5,5, sarea disodică a acidului meso-2,3-diaminosuccin-N,N'-diacetic, care se filtrează, se spală cu puțină apă și se usucă pe $CaCl_2$, H_2SO_4 conc.

REZULTATE ȘI DISCUȚII

Executînd sintezele cu acid iodacetic, respectiv acid cloracetic la alcalinități diferite, se poate observa că la scăderea alcalinității sub această limită formarea sării disodice nu mai are loc. Scăderea excesului de acid iodacetic (acid cloracetic) are o influență asemănătoare, în sensul că nu mai are loc precipitarea sării disodice, reacția nu mai decurge unitar, o parte din acidul meso-2,3-diaminosuccinic rămîne nereacționat, respectiv se obține un amestec de produși mono- și di-carboximetilați. Mărirea timpului de sinteză și a temperaturii de sinteză nu are o influență practic observabilă asupra mersului reacției. Produsul brut obținut prezintă ca impuritate de bază ioni de halogenură (Cl^-, I^-). Recristalizarea produsului brut din apă nu a reușit. De asemenea nu am găsit nici un solvent organic potrivit pentru recristalizare ; motiv pentru care am încercat, după o prealabilă dizolvare în apă la cald, reprecipitări cu amestecuri de apă : alcool etilic. Aceste reprecipitări ori au un randament foarte mic, ori nici nu au loc. Final, recristalizarea produsului brut s-a făcut prin dizolvare într-o cantitate minimă de apă la cald, într-un balon prevăzut cu refrigerent, — dacă soluția nu este clară se filtrează de impurități — cu alcool fierbinte. Pentru obținerea unui produs cu cîmp cristalin uniform la microscop și urme de ioni de halogenură, cu punct de topire, analiză elementară și spectru I.R. caracteristic, reprecipitarea cu alcool fierbinte se repetă de 2—3 ori.

În schimb la sinteza cu formaldehidă și cianură de sodiu, mărirea timpului de sinteză duce la creșterea randamentului reacției. Produsul obținut în acest caz este net diferit de caracteristicile acidului nitrilotriacetic (respectiv a sării sale disodice), acid care se poate obține în acest tip de sinteză, dacă nu are loc eliminarea periodic completă a amoniacului.

$Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$ recristalizat se prezintă cu aspect cristalin, sub forma unor prisme albe, moderat solubile în apă și un punct de topire cu descompunere de 219—223 °C. S-a găsit : C 27,3%, H 4,2%, N 8,5%, 1 COOH (titrabil) 13,1%, Na 13%, greutatea echivalentă (prin titrare) 342,1, ceea ce corespunde pentru $C_8H_{10}N_2O_8Na_2 \cdot 2H_2O$ /1/.

Frecvențele benzilor caracteristice în IR /1/ confirmă obținerea aceluiași produs unitar, în variantele de sinteze încercate. Acest compus poate fi obținut cu o astfel de puritate încît se pot prepara soluții standard la balon cotat, direct prin cîntărire la balanța analitică.

Soluția sării disodice (10^{-1}—10^{-3} m) are un pH=5—5,5. El se comportă ca un acid monobazic destul de slab, iar în prezența ionilor de Ca^{2+} de exemplu ca și un acid bibazic H_2DSDA^{2-}, putîndu-se titra ambii protoni cu 2 echivalenți de bază.

$K_2H_2DSDA \cdot nH_2O$ recristalizat, se prezintă sub formă de plăcuțe albe, strălucitoare, ușor solubile în apă. Se comportă de asemenea ca un acid slab monobazic, folosindu-se la titrare 1 echivalent de bază.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Petrovici, C. Csunderlik, A. Ferencz, C. Drăgulescu, Rev. Roumaine Chim., 20 (5), 633, (1975)
2. E. Petrovici, A. Ferencz, M. Bîrzescu, C. Drăgulescu, Buletin Științific și Tehnic al Institutului Politehnic Timișoara, 14 (28), 111, (1969)
3. L. Michaelis, M. P. Schubert, J. Biol. Chem., 106, 331, (1934)
4. R. Smith, J. L. Bullock, F. C. Bersworth, A. E. Martell, J. Org. Chem., 14, 355, (1949).

NEW COMPLEXONE TYPE LIGANDS
II. SYNTHESIS OF DISODIC SALT OF MESO-2,3-DIAMINOSUCCINIC-N,N'-DIACETIC ACID ($Na_2H_2DSDA \cdot 2H_2O$)

SUMMARY

Pure disodic salt of meso-2,3-diaminosuccinic-N,N'-diacetic acid has been prepared. Its dipotasic salt have been separated too. Characterizations by melting point, elementary analysis, ionizable hydrogen titration and I.R. spectra have been carried out.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

CONTRIBUȚII LA TRATAREA APELOR SALINE DESTINATE ALIMENTĂRII CAZANELOR DE ABUR

DE

V. COCHECI, L. NEGULESCU

În evoluția constructiv-funcțională a cazanelor de abur regimul chimic al apei a jucat un rol hotărîtor. Extinderea imperativelor economiei contemporane : reducerea consumului specific de metal, respectiv ridicarea randamentului termic, s-a făcut simțită și în cazul cazanelor de abur. Drept urmare s-a ajuns la cazane cu volum mic de apă și încărcări termice mari, ceea ce a impus pentru apa de alimentare a cazanelor cerințe sporite. Aceste cerințe s-au reflectat în conținutul total de săruri și în special de bicarbonat de sodiu.

Deoarece cifra minimă de concentrare a sărurilor în apa din cazan este 14,3 (purja 7%) și pentru obținerea unui abur de calitate (conductivitate electrică specifică, maxim 10 $\mu S \cdot cm^{-1}$), în cazan se admite o salinitate, care nu trebuie să depășească valoarea de 1 250 *ppm* și o alcalinitate caustică de 7 mval/dm³.

În aceste condiții apa de alimentare va avea indicii :

$$- \text{ salinitate} = \frac{1250}{14{,}3} \cong 87 \ ppm$$

$$- \text{ alcalinitatea} = \frac{7{,}0}{14{,}3 \cdot 0{,}7} \cong 0{,}7 \ mval/dm^3$$

și bineînțeles duritatea practic zero, deci cationul prezent este numai sodiul.

Pentru a aduce apele naturale la indicii de mai sus, este necesar a elimina din apă în primul rînd ionii de calciu și de magneziu și apoi ionul bicarbonat, care conferă apei alcalinitatea m. Aceste operații sînt suficiente în cazul unei ape cu o încărcare ionică de maximum 4 *mval*/dm³, din care ionul bicarbonat 2 ... 3 *mval*/dm³.

Apele avînd salinități mai mari decît aceste valori trebuie supuse unui tratament complex, care să includă operațiile de dedurizare și decarbonatare și eliminarea sărurilor neutre, sulfați și cloruri.

În lucrarea de față s-au efectuat cercetări în vederea stabilirii, atît a posibilităților de tratare, cît și a randamentelor de regenerare a ioniților, utilizabili la tratarea apelor cu salinitate mare.

Importanța acestor lucrări constă în :

a. rezolvarea regimului chimic optim la cazanele montate în zone cu ape saline ;
b. stabilirea unui criteriu complex de apreciere a utilizării ioniților în funcție de compoziția apei brute de tratat.

CARACTERIZAREA APELOR SALINE NATURALE

În regiunea de sud și sud-est a țării, în județele Buzău, Prahova, Ialomița și Ilfov straturile de apă, pînă la adîncimi de 200 m prezintă o salinitate foarte mare.

Analizînd apele provenite din 14 puțuri au fost stabilite compozițiile medii *A*, *B* și *C*, prezentate în tabelul 1.

Observație : reziduurile fixe au variat de la 1 200 la 2 100 ppm iar conținutul de substanțe organice a variat între 12 și 20 ppm.

În tabelul 2 sînt prezentate cîteva rapoarte caracteristice ale probelor de apă.

Caracteristicile comune ale acestor ape sînt :

— proporția de sodiu mai mare de 50% față de total cationi ;

— raportul Ca^{+2}/Mg^{+2} este supraunitar.

Aceste două caracteristici comune nu au influențe hotărîtoare asupra comportării schimbătorilor cationici.

Tabelul 1

Compoziția apelor saline

Cationi	ppm	mval/dm³	Anioni	ppm	mval/dm³
			Proba A		
Ca^{+2}	74,4	3,72	HCO_3^-	701,5	11,50
Mg^{+2}	37,9	3,16	Cl^-	249,9	6,94
Na^+	420,6	18,26	SO_4^{-2}	310,1	6,46
K^+	6,0	0,22	SiO_2, NO_3^-	15,6	0,46
	538,9	25,36		1 277,1	25,36
			Proba B		
Ca^{+2}	224,0	12,20	HCO_3^-	353,0	5,80
Mg^{+2}	16,8	1,40	Cl^-	852,0	24,00
$Na^+ + K^+$	395,0	17,20	SO_4^{-2}	48,0	1,00
	655,8	30,80		1253,0	30,80
			Proba C		
Ca^{+2}	206,81	10,34	HCO_3^-	311,10	5,10
Mg^{+2}	48,64	4,00	Cl^-	1131,04	31,86
$Na^+ + K^+$	552,00	24,00	SO_4^{-2}	67,96	1,38
	807,45	38,34		1510,10	38,4

Tabelul 2

Caracteristicile probelor de apă

Caracteristici	Proba: A	B	C
Raportul Na^+/Σ cationi	0,72	0,56	0,63
Raportul Ca^{+2}/Mg^{+2}	2,0	8,7	2,6
Raportul HCO_3^-/Σ anioni	0,45	0,19	0,13
Raportul Cl^-/SO_4^{-2}	1,05	24,0	23,0
Raportul $HCO_3^-/Ca^{+2}+Mg^{+2}$	1,67	0,43	0,39

Raportul dintre ionii bicarbonat și ionii care formează duritatea, constituie un factor determinant, pentru estimarea capacității schimbătorilor cationici slab acizi. Pentru prima probă acest raport este supraunitar :

$$\frac{[HCO_3^-]}{[Ca^{+2}] + [Mg^{+2}]} \quad \text{sau} \quad \frac{m}{d_T} = 1{,}67.$$

Trebuie subliniată diferența de comportament a rășinilor slab acide, cu grupe active carboxilice, comparativ cu cele puternic acide, cu grupe sulfonice, față de ionii de Ca^{+2} și Mg^{+2} și anume /2/ :

— coeficienții de activitate ai carboxilaților sînt mai mici, decît cei corespunzători sulfonaților ;
— solubilitatea carboxilaților este mai redusă, decît a sulfonaților ;
— cationii alcalino-pămîntoși formează complecși slab disociați cu grupele carboxilice.

Pentru tratarea apei cu compoziția din tabelul 1, proba A, trebuie avut în vedere cerințele pentru apa de alimentare a cazanelor care intră în considerație, respectiv cazane cu circulație naturală, cu suprafețe de schimb de căldură prin radiație și presiuni cuprinse între 16 și 40 daN/cm² /3/. Pentru aceste cazane este necesară o apă de alimentare lipsită de ionii de Ca^{+2} și Mg^{+2}, cu un conținut de ioni HCO_3^- de 0,4 ... 1,2 mval/dm³ și cu o salinitate totală de 2 ... 4 mval/dm³, ceea ce exprimat ionic revine :

Cationi	mval/dm³	Anioni	mval/dm³
Ca^{+2} }	0,01	HCO_3^-	0,4 ... 1,2
Mg^{+2} }		Cl^- }	1,6 ... 2,8
Na^+	2,0 ... 4,0	SO_4^{-2} }	
Total	2,01 ... 4,01	Total	2,0 ... 4,0

Făcînd abstracție de elementele, care trec în abur (NH_4^+, SiO_2, CO_2 nelegat etc.) limitarea valorilor pentru indicii apei de alimentare este impusă de evitarea impurificării aburului, datorită antrenărilor din apa din cazan. Cifra de concentrare a apei în cazan poate avea valoarea minimă de 14,3, așa cum s-a menționat, ceea ce ionic se exprimă :

Cationi	mval/dm³	Anioni	mval/dm³
Ca^{+2} }	*	CO_3^{-2}	0,6 ... 5,1
Mg^{+2} }		OH^-	5,2 ... 12,2
Na^+	29,0 ... 58,0	Cl^- }	
		SO_4^{-2} }	23,2 ... 40,7
Total	29,0 ... 58,0	Total	29,0 ... 58,0

* La limita solubilității carbonatului de calciu respectiv a hidroxidului de magneziu.

Apa se tratează în vederea eliminării durității și a reducerii alcalinității, respectiv a ionului HCO_3^- precum și a salinității totale a apei. Căile tehnice pentru atingerea acestor țeluri sînt diferite și pentru alegerea uneia sau alteia dintre schemele posibile, factorul determinant rămîne cel economic

Schema aleasă de noi este prezentată în fig. 1.

Deoarece capacitățile de schimb ale maselor ionice slabe, sînt influențate puternic de compoziția apei influente, s-a studiat comportarea acestora față de apa cu compoziția probei A.

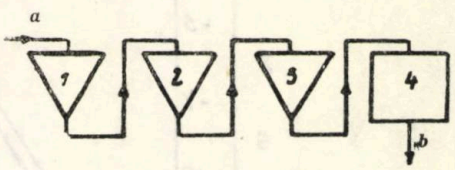


Fig. 1. Schema instalației de tratare : *1* — filtru cationic slab acid; *2* — filtru cationic puternic acid; *3* — filtru anionic slab bazic; — degazor de CO_2; *a* — influent (apă brută); *b* — efluent (apă parțial demineralizată).

COMPORTAREA CATIONIȚILOR SLAB ACIZI

Acești schimbători, posedă în stare regenerată, forma H, grupe funcționale puțin disociate. În consecință randamentele lor sînt puternic influențate de condițiile de funcționare, deoarece acestea determină cinetica procesului de schimb ionic. Pe de altă parte necesarul de regenerant se apropie de cel stochiometric, chiar cînd se folosesc soluții diluate, sau parțial uzate.

În lucrarea de față ne vom limita la aplicația acestor schimbători în procesele de decarbonatare a apei, respectiv eliminarea sarcinii ionice corespunzătoare cationilor legați de anionul bicarbonat.

Factorul determinant al cineticii procesului de schimb este datorat disocierii reduse a grupelor active, —COOH. Randamentul ciclic al unui schimbător în coloană, depinde de condițiile de la sfîrșitul ciclului (leakage) și deci de forma pe care o întîlnește frontul de epuizare. Cu cît aspectul frontului apare mai difuz, cu atît mai repede se ajunge la condițiile sfîrșitului de ciclu. În acest fel rămîn în filtru, în amonte de frontul de schimb, numeroase funcțiuni ionice neutilizate.

Pentru înțelegerea acestei comportări este necesar să se facă apel la cinetica schimbului ionic în coloană.

Procesul de schimb ionic în coloană se desfășoară conform curbei din figura 2.

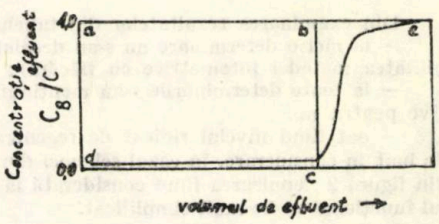


Fig. 2. Curba de epuizare : C_B — concentrația contraionului în influent=C; C_B — concentrația contraionului scăpat în efluent la începutul ciclului=0,0.

În figura 2 capacitatea utilă de schimb este proporțională cu aria abcd, iar capacitatea totală cu aecd.

Pentru experimentări s-au ales rășinile slab acide :

Vionit CC 11 ..... Combinatul Chimic Victoria
Relite C ..... Firma Resindion Italia
Duolite CC 3 ..... Firma Diaprosim Franța
Amberlite IRC 84 ..... Firma Rohm și Hass SUA
Zerolit 226 ..... Firma Zerolit Anglia

S-au folosit coloane de sticlă cu diametrul 1,5 cm, secțiunea 1,76 cm^2. S-au determinat în efluent ionii Na^+, Mg^{+2}, Ca^{+2} precum și aciditatea, respectiv alcalinitatea m.

S-a adoptat o metodă unitară de lucru pentru toate rășinile și anume :

— nivelul de regenerare=160 ... 200 %,
— volumul de apă filtrată 240 vol/vol,
— volumul de rășină 50 cm^3,
— sarcina specifică 8 vol/vol/h,
— spălarea cu apă demineralizată 6 vol/vol.

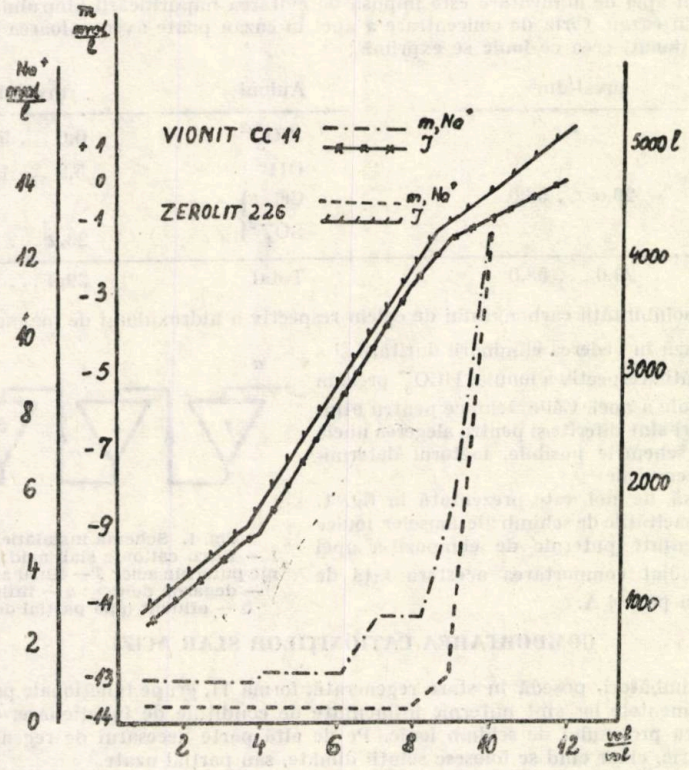


Diagrama 1

Din examinarea rezultatelor din tabelul sintetic 3 și din diagrama 1 se desprind următoarele :

— la nici o determinare nu s-au decelat ioni de Ca^{+2} și Mg^{+2} în efluent (valori valabile la sensibilitatea metodei fotometrice cu flăcără) ;

— la toate determinările s-au menținut, pentru mai mult de jumătate din efluent, valori negative pentru m ;

— dat fiind nivelul ridicat de regenerare pentru aceste rășini, capacitatea de schimb posibilă, de luat în considerare, în cazul schemei din figura 1, este foarte mare, respectiv tinde spre aria aecd din figura 2 ; epuizarea fiind considerată la apariția valorii pozitive a lui m, ceea ce face ca controlul funcțional să fie mult simplificat.

În vederea ierarhizării ioniților, propunem un criteriu STE definit prin relația (1) ;

$$STE = \frac{C_u \times \eta}{I_e \times 1\,000} \qquad (1)$$

în care :

C_u este capacitatea utilă de schimb, mval/l

I_e — sarcină ionică a influentului, mval/l

η — randamentul de regenerare (raportul între necesarul teoretic și cel practic)

Tabelul 3

Cationiți slab acizi

Denumirea	Influent		Ioni reținuți, mval/l	Efluent mval/l	
	litri	vol/vol		m	Na^+
Vionit CC 11	10	200	4457,2	−13,0 ... +0,2	0,86 ... 14,1
Relite C	9	180	4026.8	−13,6 ... +0,9	0,20 ... 14,8
Duolite C 464	9	180	3977,0	−12,9 ... +0.2	0,90 ... 14,1
Duolite CC 3	10	200	4540,6	−12,9 ... +0,1	0,92 ... 13,9
Amberlite IRC	10	200	4633,8	−13,4 ... +0,5	0,44 ... 14,4
Zerolite 226	10	200	4683,8	−13,4 ... +0,5	0,44 ... 14,4

Potrivit criteriului propus de noi ordinea pentru cationiții slab acizi studiați este cea din tabelul 4 :

Tabelul 4

Cationiți slab acizi, caracteristici

Nr. crt.	Denumirea rășinii	C_u mval/l	I_e mval/l	η	STE
1.	Vionit CC 11	4 458	2,99	0,56	0,83
2.	Relite C	4 026	2,98	0,60	0,81
3.	Duolite C 464	3 977	3,25	0,67	0,83
4.	Duolite CC 3	4 541	2,65	0,58	0,99
5.	Amberlite IRC 84	4 634	2,19	0,52	1,10
6.	Zerolit 226	4 684	1,94	0,50	1,21

Comportarea cationiților puternic acizi a fost studiată în paralele pentru următorii :

— Vionit CS 3 .....Combinatul Chimic Victoria

— Duolite C 20 .....Diaprosim Franța

— Imac C 12 .....Akzo Chemie Olanda

— Kastel C 300 .....Montedison Italia

S-au utilizat de asemenea coloane de diametru 1,5 cm, volumul masei 50 cm^3, regenerarea cu 160 g HCl 100 %/l în diluție de 3,1 %, sarcină specifică 8 vol/vol/h ; rezultatele sînt prezentate în tabelul 5 și reprezintă media a 12 cicluri.

Tabelul 5

Caracteristici ale schimbătorilor de ioni puternic acizi

Efluent		VIONIT CS 3		DUOLITE C 20		IMAC C 12		KASTEL C 300	
vol/vol	l	$Ca^{+2}+Mg^{+2}$	Na^+	$Ca^{+2}+Mg^{+2}$	Na^+	$Ca^{+2}+Mg^{+2}$	Na^+	$Ca^{+2}+Mg^{+2}$	Na^+
20	1	—	0,67	—	0,38	—	—	—	0,70
40	2	—	0,67	—	0,50	—	0,44	—	0,87
60	3	—	0,67	—	0,50	—	0,61	—	0,78
80	4	0,18	2,20	—	1,22	—	0,80	—	1,93
100	5	0,50	2,30	0,30	2,25	0,23	2,35	0,50	2,44
C_u val/l		1,481		1,494		1,500		1,475	
$S\,I$ %		2,72		1,97		2,41		3,08	

C_u = capacitate utilă de schimb ionic, val/l.

$S\,I$ = scăpare ionică în efluent, %, din sumă cationi din influent.

Observație: Concentrațiile $Ca^{+2} + Mg^{+2}$ și Na^{+} sînt în mval/l, linia întreruptă reprezintă momentul cînd s-a considerat epuizată masa.

Avîndu-se în vedere rezultatele bune obținute cu rășina Vionit CS 3, care se fabrică în țară de mai mulți ani, s-au efectuat o serie de determinări suplimentare la sarcini diferite, rezultatele fiind prezentate în tabelul 6.

Se poate trage concluzia că folosirea la sarcina de 8 vol/vol/h conduce la o eficiență maximă.

În nota II-a se vor prezenta rezultatele obținute cu masele anionice și concluziile asupra posibilităților de tratare ale apelor saline destinate alimentării cazanelor de abur.

Tabelul 6

Încercări cu rășina cationică VIONIT C S 31 la diferite sarcini

vol/vol	Ca+Mg	Na	m	pH	γ	vol/vol	Ca+Mg	Na	m	pH	γ	vol/vol	Ca+Mg	Na	m	pH	γ
20	0	0	—13,5	1,2	4,6	20	0	3,0	—10,3	2	3,4	20	0	3,2	—12,8	2	4,25
30	0	0	—13,5	1,8	4,6	30	0	3,0	—9,8	2	3,4	30	0	3,4	—12,5	2	4,25
40	0	0	—13,5	1,8	4,9	40	0	3,0	—9,5	2	3,4	40	0	5,2	—4,0	2	4,25
50	0	0	—13,5	1,8	4,9	50	0	4,8	—8,0	2,5	2,5	50	0	5,4	+8,2	5,0	4,25
60	0	1,8	—13,5	2,0	2,7	60	0	4,8	+5,0	2,5	1,8	60	0	5,4	9,3	6,5	2,15
70	0	4,8	—11,0	2,0	1,8	70	0	4,8	7,3	6,5	1,9	70	0	5,4	9,3	6,5	2,15
80	0	31,0	—9,0	2,0	1,8	80	0	4,8	7,7	6,5	1,9	80	0	5,4	9,3	6,5	2,15
90	0	40,0	+3,7	6,0	1,8	90	0	38,6	8,0	6,5	1,9	90	0	6,2	9,3	6,5	2,15
100	0	44,0	8,0	6,0	1,8	100	1,2	38,6	9,0	6,5	1,9	100	0,60	6,4	9,3	6,5	2,15
110	0	44,0	10,0	6,5	1,8	110	1,8	38,6	9,0	6,5	2,1	110	0,52	8,8	9,3	6,7	2,15
120	1,2	46,0	10,0	6,5	1,8	120	2,4	39,0	10,5	6,5	2,3	120	1,2	8,8	9,3	6,7	2,15
130	3,2	46,0	10,0	6,5	1,9	130	4,6	46,0	10,5	6,5	3,8	130	2,6	9,0	9,3	6,7	2,35
140	5,8	46,0	10,0	6,5	1,9	140	5,8	46,0	11,5	7,0	3,8	140	3,2	9,0	10,8	7,0	2,35

Unități de măsură: Ca, Mg, Na = p p m
m = mval/l
γ = mS/cm

BEITRAG ZUR AUFBEREITUNG VON WASSER MIT GROSSEM SALZGEHALT ZUR SPEISUNG VON DAMPFKESSELN. TEIL I.

ZUSAMMENFASSUNG

Die vorliegende Arbeit ist der erste Teil einer Untersuchung über die Aufbereitungsmöglichkeiten von Wasser mit hohem Salzgehalt, im Hinblick auf die Verwendung als Speisewasser bei Dampfkesseln mittleren Druckes. Zu diesem Zweck wurde die Anwendungsmöglichkeit von Ionenaustauschern, durch die Erprobung einer grossen Zahl von Kationiten und Anioniten, untersucht. Es wurde ein originelles Kriterium zur Auslese der entsprechendsten Ionenaustauschern aufgestellt und ein technologisches Schema der Wasseraufbereitung erarbeitet welches den, an das Speisewasser gestellten Anforderungen von Dampfkesseln mittleren Druckes, entspricht.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

STUDII ÎN TEHNOLOGIA CARBIDULUI
II. ASUPRA REZISTIVITĂŢII ELECTRICE A AMESTECULUI BRICHETAT DE VAR ŞI CĂRBUNE

DE

D. BECHERESCU, I. BOITAN, ELISABETA IVAN

Cercetări efectuate recent /1/ au arătat că brichetarea permite valorificarea unor cantităţi însemnate de deşeuri care rezultă, sub formă de praf, la concasarea materiilor prime cărbunoase, în tehnologia de fabricare a carbidului. Randamentul energetic al cuptoarelor cu arc folosite în industria carbidului depinde de căldura degajată de curentul electric în materialul şarjei, căldura necesară încălzirii şi topirii amestecului granular sau brichetat, pierderile electrice şi termice /2/. Mărimea energiei necesare pentru topirea încărcăturii solide este determinată de greutatea încărcăturii şi consumul specific de energie necesar pentru încălzirea şi topirea unei tone de material. Prin urmare, funcţionarea cuptoarelor cu arc este condiţionată de proprietăţile electrice ale şarjei care trebuie să asigure trecerea curentului electric de la electrod prin şarja solidă, apoi lichidă, la vatra cuptorului /3/. Pentru obţinerea unei încălziri uniforme, cu consum minim de energie, introducerea şarjei în jurul electrozilor trebuie să se facă în anumite cantităţi riguros determinate, iar carbidul să se colecteze periodic prin orificiile plasate în vatra cuptorului.

Scopul cercetărilor din prezenta lucrare, l-a constituit studiul proprietăţilor electrice ale brichetilor obţinuţi din material cărbunos şi var prin tehnologia prezentată anterior /1/ şi compararea rezultatelor cu proprietăţile electrice ale şarjelor granulare utilizate în mod curent în tehnologia obţinerii carbidului.

DETERMINĂRI EXPERIMENTALE

Din masele cu compoziţii variabile (20—40% cocs, 10—20% antracit şi 60% var, materialul cărbunos avînd o fineţe corespunzînd la un rezidiu de 1% pe sita de 400 ochiuri/cm²) s-au luat probe pentru confecţionarea epruvetelor necesare la determinarea rezistivităţii electrice, respectiv a conductivităţii electrice. Aceste epruvete s-au confecţionat prin presare la 300, 600, 900 şi 1 200 daN/cm² şi au dimensiunile, $\emptyset = h = 10$ mm.

Rezistenţa electrică s-a măsurat în curent alternativ pe pastilele netratate termic şi pe pastilele tratate termic. Probele au fost aşezate pe un suport ceramic, montate între doi electrozi de grafit şi introduse în interiorul unui cuptor electric tubular cu încălzire reglabilă. Temperatura probei s-a măsurat cu ajutorul unui termocuplu Pt 10% Rh-Pt.

Montajul folosit a fost descris amănunţit în lucrarea /4/, iar instalaţia pentru încălzire se prezintă în fig. 1.

Măsurarea rezistenţei electrice a probelor s-a făcut în regim termic staţionar.

Rezistivitatea electrică a probelor s-a determinat din relaţia :

$$\rho = R\frac{S}{l} \text{ [ohmi·mm]} \qquad (1)$$

în care : ρ — rezistivitatea probei în, ohmi·mm ;
R — rezistenţa electrică măsurată în ohmi ;
l — lungimea probei, mm ;
S — secţiunea probei, mm².

INTERPRETAREA REZULTATELOR

Determinările experimentale efectuate în scopul stabilirii variaţiei rezistenţei specifice în funcţie de temperatura maselor, au arătat că probele posedă coeficient de temperatură negativ ($\alpha = -5{,}630$ la 373 °K şi $\alpha = -1{,}290$ la 500 °K), ceea ce arată o comportare specifică semiconductorilor /5/.

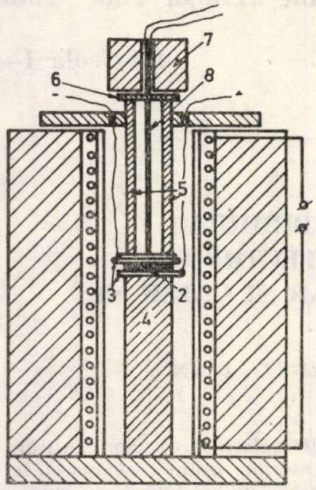


Fig. 1. Instalaţia pentru încălzirea probelor :
1 — Cuptor tubular; *2* — Proba; *3* — Plăci platină; *4* — Suport ceramic; *5* — Tub ceramic; *6* — Placa ceramică; *7* — Greutate; *8* — Termocuplu.

Figurile 2 şi 3 prezintă variaţia rezistenţei specifice în funcţie de temperatură, avînd pe ordonată logaritmul rezistenţei specifice ρ iar pe abscisă valoarea reciprocă a temperaturii absolute a probei pentru diferite compoziţii şi granulometrii. Se constată, că există o dependenţă liniară între log ρ şi $1/T$ la temperaturi pînă la cca 700 °C, ceea ce dovedeşte că în limita acestui interval, probele se comportă după relaţia cunoscută a semiconductorilor /4/, /5/.

$$\rho_T = \rho_0 e^{b/T} \qquad (2)$$

în care : ρ_T şi ρ_0 — valorile rezistivităţii la temperaturile T şi T_0.

În figura 2 se observă că odată cu creşterea fineţei de măcinare a materialului cărbunos, rezistivitatea electrică scade. Acest fenomen se poate explica prin grosimea stratului de CaO care înconjoară particulele de cocs şi antracit. Atunci cînd amestecul cărbunos este mult mai fin, stratul de var care înconjoară particulele este uniform repartizat. Rezultă că rezistivitatea electrică va fi dată de rezistivitatea CaO (8, $5 \cdot 10^{10}$ ohmi mm la 20 °C) care este un izolator. Prin încălzire, stratul de var dintre particulele cărbunoase începe să se contracte, iar suprafaţele de contact dintre particule cresc şi acest fenomen conduce la micşorarea rezistivităţii electrice.

Din figura 3 se constată că la aceeaşi fineţe de măcinare şi compoziţie a amestecului, adaosul de şlam cărbunos (avînd o fineţe corespunzînd la un reziduu de 1 % pe sita de 900 ochiuri/cm²) micşorează rezistivitatea electrică. Toate compoziţiile luate în studiu se comportă ca semiconductori, fiind sensibile la acţiunea impurităţilor.

Influenţa gradului de compactizare a bricheţilor asupra rezistenţei electrice s-a studiat prin măsurarea rezistenţei electrice la temperatura de 20 °C, pe bricheţi (cu dimensiunile Ø=h=30 mm) presaţi la 300, 600, 900 şi 1 200 daN/cm². S-a observat că odată cu creşterea presiunii de fasonare rezistenţa electrică se micşorează, ceea ce era de aşteptat.

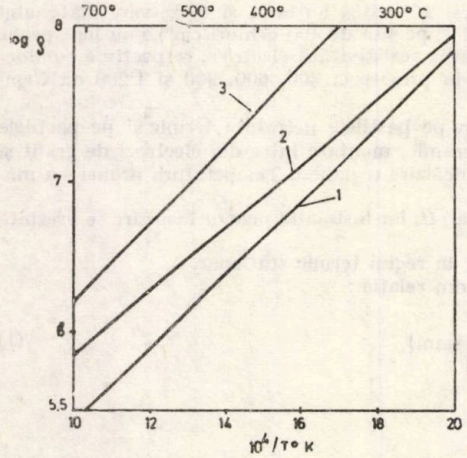


Fig. 2. Variaţia rezistivităţii electrice cu temperatură pentru aceeaşi compoziţie a epruvetelor şi fineţe de măcinare diferită a materialului cărbunos :
1 — 20%cocs, 20% antracit şi 60% var (1% reziduu pe sita cu 400 ochiuri/cm²) ; *2* — 20% cocs, 20% antracit şi 60% var (1% reziduu pe sita cu 600 ochiuri/cm²) ; *3* — 20% cocs, 20% antracit şi 60% var (1% reziduu pe sita cu 900 ochiuri/cm²).

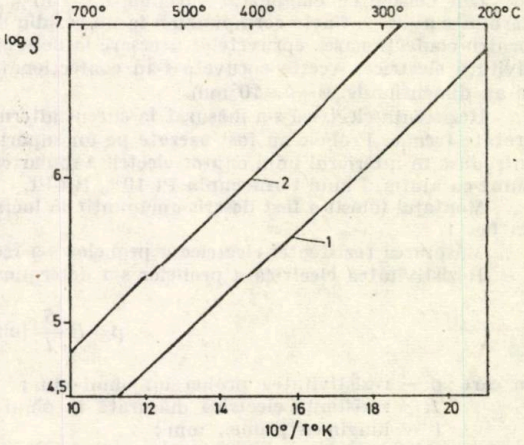


Fig. 3. Variaţia rezistivităţii electrice cu temperatura pentru compoziţii diferite ale epruvetelor (materialul cărbunos avînd aceeaşi fineţe de măcinare) :
1 — 20% cocs, 20% antracit şi 60% var (1% reziduu pe sita cu 900 ochiuri/cm²) ; *2* — 12,5% cocs, 12,5 antracit, 15% şlam şi 60% var (1% reziduu pe sita de 900 ochiuri/cm²).

Determinările efectuate pe bricheți singulari au fost reluate și asupra unor șarje de bricheți aflați în grămadă.

Pentru măsurarea rezistenței electrice bricheții s-au introdus, în grămadă, într-un cuptor tubular cu încălzire reglabilă. În prealabil s-a determinat greutatea volumetrică a bricheților.

Măsurarea rezistenței electrice s-a făcut folosind electrozi din grafit cu dimensiuni corespunzătoare pentru a evita și măsurarea rezistenței electrice a peretelui cuptorului. S-a observat și de data aceasta că odată cu creșterea presiunii de fasonare rezistența electrică se micșorează.

Folosind aceeași tehnică de măsurare s-a determinat și rezistența electrică a cîtorva șarje granulare (cocs, antracit și var) cu aceeași compoziție ca a bricheților. Totodată pentru a stabili cum influențează înălțimea șarjei asupra rezistenței electrice s-au efectuat măsurători pe șarje granulare și brichetate cu înălțimi de 10, 30, 70 cm, temperatura de 20 °C.

Comparînd valorile rezistenței electrice obținute la sarja granulară cu rezistența electrică a șarjei brichetate se constată următoarele:

— Rezistența electrică la temperatura de 20 °C și 500 °C este de același ordin de mărime la ambele șarje, (cca. $20 \cdot 10^9$ ohmi la 20 °C și $4 \cdot 10^6$ ohmi la 500 °C) dar ceva mai mare la șarja brichetată.

— Cu creșterea temperaturii are loc o micșorare a rezistivității electrice care se poate explica prin fisurarea punților de liant de oxid de calciu în timpul tratamentului termic și o eventuală orientare preferențială a particulelor de cocs și antracit.

— Odată cu creșterea înălțimii se observă că rezistența electrică înregistrează o ușoară creștere la ambele șarje.

— Valorile ceva mai mari ale rezistenței electrice la șarja brichetată se explică prin dimensiunile uniforme ale bricheților, ce determină un număr de punți de contact mai mic decît la șarja granulară. Acest fapt, fiind confirmat și de valoarea mai scăzută a greutății volumetrice în grămadă a șarjei brichetate (770 gr/cm^3, respectiv 940 gr/cm^3 la șarja granulară).

CONCLUZII

Studiile efectuate în această lucrare au permis să se stabilească variația rezistivității electrice cu temperatura, a bricheților cu compoziție diferită (cocs, antracit și var); rezultatele au arătat că aceștia se comportă ca semiconductori în intervalul de temperatură de la 20 la 750 °C.

Valorile rezistenței electrice a unei șarje brichetate sînt de acelaș ordin de mărime cu valorile rezistenței electrice ale unei șarje granulare corespunzînd aceleași compoziții.

Rezultatele experimentale obținute confirmă faptul că prin brichetarea amestecului de materii prime și tratarea termică a acestora nu se modifică simțitor rezistența electrică a șarjei. Aceasta permite deci utilizarea bricheților în fabricația carbidului, cu un consum de energie electrică apropiat de acela al șarjelor nebrichetate.

BIBLIOGRAFIE

1. D. Becherescu, I. Boitan, I. Menessy și F. Winter: Revista de chimie, 1976 (în curs de publicare).
2. D. Becherescu și E. Beilich Cuptoare și utilaje în ind. silicaților, volum 1, București, E.D.P., 1973, p. 395.
3. A. P. Altgauzen, M. Smelanski și M. S. Sevțov: Instalații electrotermice industriale, București, Ed. tehnică, 1975, p. 533.
4. D. Becherescu și E. Ivan Materiale de construcții, 4, 1973, p. 153
5. H. F. Grave Măsurarea electrică a mărimilor neelectrice, Ed. tehnică, București, 1966, p. 179.

ИССЛЕДОВАНИЯ В ТЕХНОЛОГИИ КАРБИДА II. К ЭЛЕКТИЧЕСКОМУ УДЕЛЬНОМУ СОПРОТИВЛЕНИЮ БРИКЕТИРОВАННОЙ СМЕСИ ИЗВЕСТИ И УГЛЯ

(Резюме)

Цель исследований настоящей работы состоит в изучении электрических свойств брикетов полученных из смеси угля и извести и сопоставления результатов с электрическими свойствами зернистых плавок, использованных обычно в технологии карбида.

Полученные опытные результаты показали что брикетированием смеси сырья и термической обработкой последнего, не обнаружнвается значительного изменения электрического сопротивления плавки. На этом основании возможно применение брикетов в производстве с потреблением электрической энергии близким к небрикетированным плавкам.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

INFLUENŢA VIBRĂRII ELECTRODULUI ASUPRA PROCESELOR DE OXIDARE. OXIDAREA ANODICĂ A MANGANATULUI DE POTASIU LA PERMANGANAT DE POTASIU

DE

Gh. FACSKO, MARIA PORAICU.

Studiul reacţiilor de oxido-reducere şi implicit elaborarea unor metode tot mai precise pentru studiul cinetic al proceselor de electrod, determinarea randamentelor de curent şi corelarea acestora cu factorii care diminuează supratensiunea globală, permit definirea condiţiilor optime de lucru în vederea elaborării unor procese tehnologice.

Procedeele electrochimice prin aspectele economice avantajoase şi mai ales prin celelalte avantaje pe care le prezintă cum ar fi selectivitatea reacţiilor, puritatea substanţelor obţinute, posibilitatea unui control mai riguros al desfăşurării reacţiilor, prezintă un interes crescînd.

Reacţiile de oxido-reducere se bucură de o atenţie deosebită în literatura de specialitate, datorită încercărilor şi posibilităţilor de obţinere a unor compuşi, în special anorganici, de mare importanţă pentru industria chimică.

Supratensiunea de transport de masă constituie o piedică frecventă în procesele de obţinere pe cale electrolitică a unor oxidanţi anorganici.

După cum se ştie, valoarea supratensiunii de transport de masă poate fi micşorată prin ridicarea temperaturii, mărirea concentraţiei speciei reactante, dar mai ales printr-o agitare intensă.

Electrodul vibrat (1—5) oferă condiţii deosebit de avantajoase pentru desfăşurarea proceselor electrochimice controlate de transferul de masă, prin faptul că asigură o creştere substanţială a transportului speciilor ionice spre şi de la suprafaţa electrodului.

Procesul chimic de obţinere a permanganatului de potasiu a fost înlocuit în prezent aproape integral cu cel electrolitic. /6—13/.

Procesele care au loc la cei doi electrozi sînt :

La anod are loc oxidarea manganatului conform ecuaţiei :

$$MnO_4^{2-} \rightarrow MnO_4^- + e^- \qquad (1)$$

iar la catod degajarea hidrogenului cu alcalinizarea soluţiei conform ecuaţiei :

$$2H_2O + 2e^- \rightarrow H_2 + 2OH^- \qquad (2)$$

Reducerea catodică a permanganatului de potasiu poate fi evitată prin separarea spaţiului anodic de cel catodic printr-o diafragmă sau redusă, prin mărirea polarizării catodice, realizată prin alegerea unui raport suprafaţă catodică : suprafaţă anodică cît mai mică.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Celula de electroliză era formată dintr-un pahar de 150 ml. despărţită în două compartimente printr-un cilindru de porţelan poros. Anodul era un electrod de nichel, avînd suprafaţa de 0,6, 1,2, respectiv 2,4 cm^2, în funcţie de intensitatea curentului folosită în electroliză, iar catodul era din nichel avînd suprafaţa de 4 cm^2. Catodul era staţionar, iar anodul era staţionar sau vibrat cu 50 Hz şi 1,5 mm amplitudine cu ajutorul unui vibrator electromagnetic a cărui construcţie este descris într-o lucrare anterioară /14/.

Timpul maxim de electroliză s-a considerat cel corespunzător oxidării unei cantităţi de 75% din cantitatea de manganat supusă electrolizei, volumul soluţiei 25 ml, respectiv 50 ml pentru fiecare determinare.

Prepararea manganatului de potasiu necesar electrolizei s-a făcut prin fierberea permanganatului de potasiu într-o soluţie concentrată de hidroxid de potasiu, răcire la ghiaţă şi separarea cristalelor prin filtrare după 24 ore /15/.

Soluţiile supuse electrolizei au avut un conţinut de 25 g/l K_2MnO_4 în 2M KOH. Dozarea permanganatului s-a făcut separînd manganatul sub formă de manganat de bariu greu solubil, prin precipitarea lui din soluţia alcalină cu exces de cloruă de bariu /16/. După filtrare, soluţia conţinînd

permanganat de potasiu s-a tratat cu acid clorhidric, iodură de potasiu și iodul eliberat a fost titrat cu tiosulfat de sodiu. Dozarea manganatului s-a bazat pe transformarea lui în permanganat la acidularea soluției alcaline.

Rezultatele noastre experimentale sînt cuprinse în tabelele 1, 2 și 3.

Tabelul 1

Valorile randamentului de curent în funcție de densitatea de curent și cantitatea de manganat de potasiu oxidat pe un electrod de nichel staționar, respectiv vibrat în procesul de oxidare al soluțiilor de 25 g/l K_2MnO_2 în 2M KOH la temperatura de 20 °C.

Densitate de curent A/cm²	Staționar		Vibrat	
	% oxidat	Randament %	% oxidat	Randament %
0,021	5,5	35,0	14,0	74,0
	11,7	26,0	17,5	70,0
	15,3	24,2	20,4	68,0
	21,0	17,0	25,8	65,0
0,042	8,5	30,0	17,0	62,0
	9,9	28,0	20,6	60,0
	11,1	26,0	23,0	56,0
	20,5	8,0	25,0	52,0
0,063	8,3	25,0	16,9	51,0
	10,9	20,0	23,4	47,0
	11,3	17,0	27,9	42,0
	14,5	13,0	34,9	35,0
0,014	3,8	22,0	8,3	48,0
	6,2	18,0	14,7	42,3
	9,0	15,0	25,6	37,0
	10,1	10,1	32,3	31,2

Tabelul 2

Valoriie randamentelor de curent în funcție de densitatea de curent și cantitatea de manganat de potasiu oxidat pe un electrod de nichel staționar, respectiv vibrat în procesul de oxidare al soluțiilor de 25 g/l K_2MnO. în 2M KOH la temperatura de 40 °C.

Densitate de curent A/cm²	Staționar		Vibrat	
	% oxidat	Randament %	% oxidat	Randament %
0,063	4,8	29,0	8,3	70,0
	9,2	28,0	16,4	69,1
	15,9	26,0	31,0	66,0
	32,5	16,0	56,0	60,0
0,104	4,0	26,0	10,4	63,0
	10,0	24,0	20,3	61,0
	19,0	20,0	40,0	60,1
	25,2	17,0	69,9	51,8
0,146	3,6	22,0	9,7	59,0
	10,0	20,3	24,7	50,3
	31,1	20,0	31,5	48,0
	19,0	15,1	50,0	40,3
0,281	6,1	17,0	13,0	43,2
	7,0	13,5	21,6	40,0
	9,0	12,2	26,6	37,0
	10,9	10,1	34,3	31,7
0,582	4,5	13,3	9,0	35,0
	6.2	9,1	15,4	30,0
	8,3	8,2	20,0	29,1
	9,0	5,3	34,0	20,1

Tabelul 3.

Valorile randamentelor de curent în funcție de densitatea de curent și cantitatea de manganat de potasiu oxidat pe un electrod de nichel staționar, repsectiv vibrat în procesul de oxidare al soluțiilor de 25 g/l K_2Mn_4O în 2M KOH la temperatura de 60 °C.

Densitate de curent A/cm²	Staționar		Vibrat	
	% oxidat	Randament %	% oxidat	Randament %
0,063	5,0	50,0	30,0	100
	9,0	47,0	59,0	100
	25,0	42,0	56,9	1000
	35,0	38,0		
0,104	5,0	40,0	9,0	94,5
	27,5	37,0	21,9	85,0
	36,1	35,2	35,9	76,1
			75,2	70,1
0,146	7,0	36,0	10,0	85,2
	11,0	31,2	37,1	70,2
	20,0	28,0	46,0	65,0
	26,1	25,0	63,0	60,3
0,281	8,5	29,1	13,0	68,3
	11,5	26,3	26,0	59,2
	14,0	24,1	44,0	50,0
	16,0	20,0	70,0	40,1
0,582	6,5	18,0	9,0	56,2
	11,0	16,1	30,5	41,1
	13,0	12,1	39,0	39,0
	16,0	8,5	59,0	31,0

Din datele prezentate, se observă o scădere apreciabilă a randamentului de curent cu creșterea cantității de manganat oxidat/exprimată în procente/. Figurile 1. 2 și 3 redau această dependență la două densități de curent extreme și diferite temperaturi.

După cum se vede, scăderea este mult mai accentuată pe un anod staționar decît pe unul vibrat. Din datele noastre experimentale se mai observă o scădere a randamentului de curent cu creșterea densității de curent, scădere care este mult mai accentuată pe un anod staționar decît pe unul vibrat. Acest fapt este ilustrat în figurile 4, 5 și 6 care redau randamentele de curent în funcție de densitatea de curent, pentru o temperatură și grad de oxidare date. După cum se vede, scăderea randamentului de curent este cu atît mai accentuată cu cît temperatura este mai scăzută.

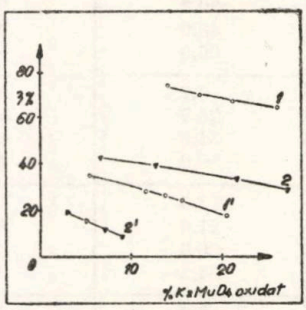


Fig. 1. Randamentele de curent în funcție de cantitatea de manganat oxidat la 20 °C. 1,1'-0,021 A/cm², vibrat respectiv staționar; 2 2'-0,126 A/cm², vibrat respectiv staționar.

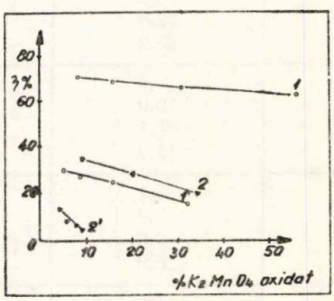


Fig. 2. Randamentele de curent în funcție de cantitatea de manganat oxidat la 40 °C. 1,1'-0,063 A/cm², vibrat respectiv staționar; 2,2'-0,582 A/cm², vibrat respectiv staționar.

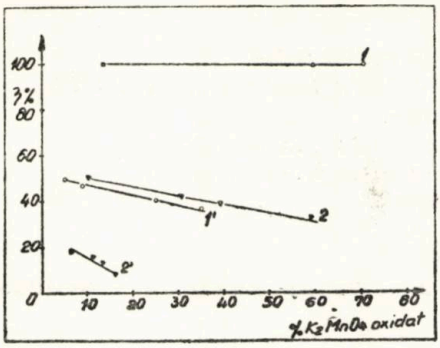


Fig. 3. Randamentele de curent în funcție de cantitatea de manganat oxidat la 60 °C. 1,1'-0,063 A/cm², vibrat respectiv staționar; 2,2'-0,582 A/cm², vibrat respectiv staționar.

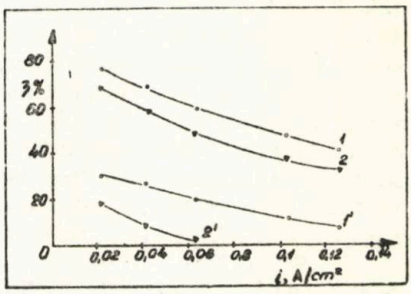


Fig. 4. Randamentul de curent în funcție de densitatea de curent la 20 °C. 1,1'-10% K_2MnO_4 oxidat, electrod vibrat respectiv staționar; 2,2'-20% K_2MnO_4 oxidat, electrod vibrat respectiv staționar.

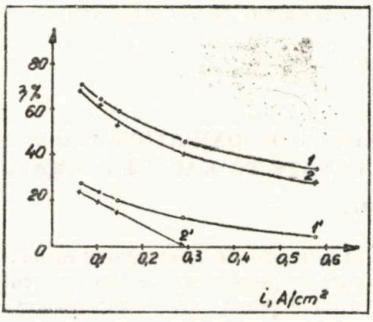


Fig. 5. Randamentul de curent în funcție de densitatea de curent la 40 °C. 1,1'-10% K_2MnO_4 oxidat, electrod vibrat respectiv staționar; 2,2'-20% K_2MnO_4 oxidat, electrod vibrat respectiv staționar.

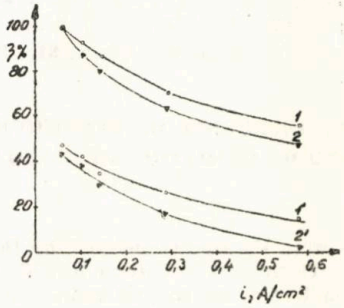


Fig. 6. Randamentul de curent în funcție de densitatea de curent la 60 °C. 1,1'-10% K_2MnO_4 oxidat, electrod vibrat respectiv staționar 2,2'—20% K_2MnO_4 oxidat, electrod vibrat respectiv staționar.

CONCLUZII

Determinînd randamentele de curent pe electrod staționar și vibrat s-au constatat următoarele :

1. Randamentele de curent scad cu creșterea densității de curent, foarte pronunțat în cazul electrodului staționar și comparativ mult mai atenuat în cazul electrodului vibrat, unde scăderea bruscă a randamentelor de curent este împinsă spre densități de curent mult mai mari.

2. Scăderea randamentelor de curent la creșterea densității de curent este cu atît mai accentuată, cu cît temperatura și concentrația speciei supusă electrolizei (manganatul de potasiu) este mai scăzută.

3. Cu avansarea transformării manganatului supus oxidării randamentul de curent scade. Pe electrod vibrat această scădere este mult mai atenuată, putîndu-se merge pînă la un grad mai avansat de transformare. Aceasta corespunde la faptul că pentru un același grad de transformare, vibrarea electrodului mărește considerabil randamentele de curent. Efectul este mai pregnant la creșterea densității de curent și la creșterea gradului de transformare al manganatului în permanganat.

4. Rezultatele noastre experimentale dovedesc avantajele nete ale folosirii electrodului vibrat, care ar permite o creștere însemnată a productivității celulelor de electroliză, factor hotărîtor din punct de vedere economic la aprecierea unui proces tehnologic.

BIBLIOGRAFIE.

1. Gh. Facsko, *Studii și Cercetări Științifice Timișoara* **2**, 143 /1955/.
2. Gh. Facsko, *XV Congres Internațional I.U.P.A.C.* /*1957*/, *Lucrările Congresului III*, 21.
3. Gh. Facsko, *Rev. Roumaine Chim.*, **21** ,191 /1966/.
4. Gh. Facsko și M. Poraicu, *Bul. St. și Tehn. al I.P.T.*, **18**, *32* (1973).
5. Gh. Facsko, și M. Poraicu, *Rev. Roumaine Chim.*, **19**, 3, 341—315 (1974).
6. A. P. Gindis, *Elektrokhimija*, **2** /**6**/, 737—8 (1966).
7. A. P. Gindis, *Khim. Prom. Ukr.*, **1967** /**1**/, 18—20.
8. Milton B. Carus, *U.S.*, **2**, 908, 620 oct. 13 (1959).
9. Spasoje Djordjevic, Milan Vojnovik și Petar Rakin, *Tekhnika* (Belgrad) **22** /**1**/, 122—7 (1975).
10. A. P. Gindis, *Nauck-Tekh. Sb.* **Nr. 2**, 101—5.
11. Pien- Ch'en Hsu, *Hau Hsueh Kung Yeh.*, **Nr. 4**, 20—6 (1957).
12. M. N. Machulkin, V. M. Markova și E. A. Bambulevich, *U.S.S.R.*, **145**, **894**, apr. 1962.
13. Wolfgang Boronius, Guenter Greunzing, Hans Marcy, Erwin Albrecht și Rudi Rast, *Ger. (Est)*, **51**, **305** nov. 5, 1966.
14. Gh. Facsko și Fr. Golumbioschi, *Rev. Roumaine Chim.*, **11**, **207** (1966).
15. G. Den. Boef, H. J. Van Der Beek și Th. Braaf, *Rec. Trav. chim. des Pays- Bas*, **77**. 1067—70 (1958).
15. J. E. Orlow, *Z. analyt. Chem.*, **91**, 186 /1933/.

THE INFLUENCE OF ELECTRODE VIBRATION ON OXIDATION PROCESSES. THE ANODIC OXIDATION OF KALIUM MANGANATE TO KALIUM PERMANGANATE.

CONTENT

In this work the results obtained by the study of influence of electrode-vibration, on current-jield at the electrolyric oxidation of kalium manganate to permanganate are presented. The solutions submitted to electrolysis had a content of 25 g/l K_2MnO_4 and temperatures of 20°, 40° and 60 °C.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

PROCEDEU TERMOVISCOZIMETRIC PENTRU ANALIZA CONTINUĂ A GAZELOR. I. CONSIDERAŢII TEORETICE

DE

R. MINGES, DELIA PERJU, A. DEAKY

În prezenta lucrare se descrie un nou procedeu fizic de analiză automată continuă a amestecurilor de gaze bazat pe deosebirea componentelor în privinţa vîscozităţii dinamice şi a căldurii molare. /1/.

Procedeul termovîscozimetric se realizează în principiu cu ajutorul unui tub capilar şi a unui debitmetru electrotermic /2/, care sînt parcurşi consecutiv de proba amestecului gazos, supus analizei continue, (fig. 1.).

Comportarea tubului capilar, în condiţiile unei curgeri laminare, se caracterizează prin relaţia /3,4/ :

$$\Delta P = RQ_m \qquad (1)$$

unde ΔP — căderea de presiune pe tubul capilar (N/m^2)
Q_m — debitul masic de gaz (Kg/s)
R — rezistenţa pneumatică laminară a tubului capilar ($m^{-1} \cdot s^{-1}$).

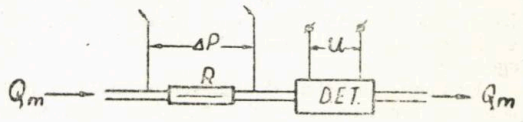


Fig. 1.

Expresia rezistenţei pneumatice laminare, în cazul unui tub capilar avînd raportul L/d> 500, rezultă din legea lui Poiseuille şi este de forma /5/ :

$$R = \frac{128\eta_a \cdot L \cdot Rg \cdot T}{\pi \cdot d^4 \cdot Pm \cdot \mu_a} \qquad (2)$$

în care : η_a = vîscozitatea dinamică a amestecului de gaze ($N \cdot s/m^2$)
L = lungimea tubului capilar (m)
Rg = constanta generală a gazelor (J/Kmol·°C)
T = temperatura de lucru (°K)
d = diametrul capilarei (m)
Pm = presiunea medie absolută în capilară (N/m^2)
μ_a = masa moleculară medie a amestecului de gaze (Kg/Kmol.)

Comportarea debitmetrului electrotermic este caracterizată prin relaţia /2/ :

$$u = A \cdot c_{pa} \cdot Q_m \qquad (3)$$

în care : u = tensiunea de ieşire a debitmetrului (V)
c_{pa} — căldura specifică a amestecului gazos (J/Kg·°C)
Q_m = debitul masic de gaz (Kg/s)
A = constantă de proporţionalitate care depinde de particularităţile constructive ale debitmetrului şi este independentă de natura gazului ($V \cdot s \cdot °C \cdot J^{-1}$).

Eliminînd între relaţiile (1) şi (3) debitul masic Q_m care este acelaşi, cele două elemente fiind legate în serie, se obţine :

$$\frac{u}{\Delta P} = A \frac{c_{pa}}{R} \cdot \qquad (4)$$

Introducînd în relaţia (4), expresia lui R din ecuaţia (2) rezultă :

$$\frac{u}{\Delta P} = A \frac{\pi \cdot d^4 \cdot P_m}{128 \cdot L \cdot Rg \cdot T} \cdot \frac{c_{pa} \cdot \mu_a}{\eta_a} \cdot \qquad (5)$$

Admiţînd că tubul capilar şi debitmetrul electrotermic se menţin la temperatură şi presiune constantă, termenii din faţa fracţiei a doua sînt mărimi constante şi se pot reuni într-o constantă generală B şi astfel relaţia (5) devine :

$$\frac{u}{\Delta P} = B \cdot \frac{c_{pa} \cdot \mu_a}{\eta_a} \cdot \tag{5a}$$

Produsul $c_{pa} \cdot \mu_a$ constituie căldura molară C_{pa} a amestecului gazos şi ca atare relaţia (5a) poate fi adusă la forma :

$$\frac{u}{\Delta P} = B \frac{C_{pa}}{\eta_a} \cdot \tag{6}$$

Din relaţia (6) rezultă că raportul dintre tensiunea de ieşire a debitmetrului electrotremic şi căderea de presiune pe tubul capilar este proporţional cu raportul dintre căldura molară şi vîscozitatea dinamică a amestecului gazos. Ca atare valoarea raportului $u/\Delta P$ depinde de compoziţia amestecului de gaze şi poate constitui o măsură pentru concentraţia componentelor.

Modificarea raportului $u/\Delta P$ odată cu variaţia concentraţiei componentelor unui amestec de gaze, care parcurge continuu sistemul redat în figura 1, este în conformitate cu relaţia (6) o proprietate caracteristică a acestui sistem, pentru care se propune denumirea de *„efect termovîscozimetric"*. Procedeul de analiză automată continuă a gazelor, bazat pe acest efect, va fi denumit în continuare *„procedeu termovîscozimetric"*.

Din relaţia (6) rezultă că procedeul termovîscozimetric poate fi realizat în următoarele trei variante funcţionale :

a) Se convertesc mărimile u şi ΔP în semnal unificat electric (de ex. $0 \div 10$ mA). Curenţii proporţionali cu u şi ΔP se aplică unui element de raport a cărui mărime de ieşire, de asemenea semnal unificat electric, va fi proporţională cu raportul C_{pa}/η_a, deci va constitui o măsură pentru compoziţia amestecului gazos. În locul elementului de raport, curenţii proporţionali cu u şi ΔP se pot aplica şi unui logometru.

b) Printr-un sistem de reglare automată, se menţine constantă căderea de presiune pe tubul capilar, indiferent de compoziţia amestecului gazos. În aceste condiţii, relaţia (6) devine :

$$u = B' \cdot C_{pa}/\eta_a \tag{7}$$

în care : $B' = B \cdot \Delta P$

Ca atare în această variantă funcţională, *tensiunea de ieşire a debitmetrului electrotermic devine o măsură a concentraţiei componentelor din amestecul gazos.*

c) Se menţine constantă tensiunea de ieşire a debitmetrului electrotermic printr-un sistem de reglare adecvat şi astfel căderea de presiune pe tubul capilar devine o măsură a concentraţiei componentelor dintr-un amestec de gaze, în conformitate cu relaţia :

$$\Delta P = B'' \cdot \eta_a / C_{pa} \tag{8}$$

în care $B'' = u/B$.

În cele ce urmează se va analiza posibilitatea utilizării procedeului termovîscozimetric pentru *măsurarea concentraţiei la amestecuri binare*, prin intermediul variantelor funcţionale *b* şi *c*, care se pot realiza în condiţii aparative mai simple.

În cazul amestecurilor binare, vîscozitatea dinamică este dată de relaţia /6/ :

$$\eta_a = \frac{n_1 (\eta_1 \sqrt{\mu_1 T_{1cr}} - \eta_2 \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}) + \eta_2 \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}}{n_1 (\sqrt{\mu_1 T_{1cr}} - \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}) + \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}} \tag{9}$$

în care : n_1 — fracţia volumică a componentului 1
η_1, η_2 — vîscozităţile dinamice ale celor două componente ($N \cdot s/m^2$)
T_{1cr}, T_{2cr} — temperaturile critice ale celor două componente (°K)
μ_1 , μ_2 — masele moleculare.

Căldura molară a amestecurilor binare rezultă din căldurile molare C_{p1} şi C_{p2} ale componentelor, pe baza legii aditivităţii :

$$C_{pa} = n_1 (C_{p1} - C_{p2}) + C_{p2} \tag{10}$$

Cu ajutorul relaţiilor (9) şi (10), expresiile efectului termovîscozimetric pentru variantele funcţionale *b* şi *c* pot fi aduse la forma :

$$u = B' \cdot \frac{a_1 a_5 n_1^2 + (a_1 a_6 + a_2 a_5) n_1 + a_2 a_6}{a_3 n_1 + a_4} \tag{11}$$

respectiv :

$$\Delta P = B'' \cdot \frac{a_3 n_1 + a_4}{a_1 a_5 n_1^2 + (a_1 a_6 + a_2 a_5) n_1 + a_2 a_6} \tag{12}$$

în care : $a_1 = C_{p1} - C_{p2}$; $a_2 = C_{p2}$;

$a_3 = \eta_1 \sqrt{\mu_1 T_{1cr}} - \eta_2 \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}$; $a_4 = \eta_2 \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}$

$a_5 = \sqrt{\mu_1 T_{1cr}} - \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}$; $a_6 = \sqrt{\mu_2 T_{2cr}}$.

Dacă în relațiile (11) și (12) se consideră $n_1 = 0$ (concentrația componentei urmărite este nulă), acestea se reduc la următoarele expresii :

$$u_0 = B' \cdot a_2 a_6 / a_4 \tag{11a}$$

și

$$\Delta P_0 = B'' \cdot a_4 / (a_2 a_6) \tag{12a}$$

Efectuînd rapoartele u/u_0 și $\Delta P/\Delta P_0$, se obține :

$$\frac{u}{u_0} = \frac{[a_1 a_5 n_1^2 + (a_1 a_6 + a_2 a_5) n_1 + a_2 a_6] a_4}{(a_3 n_1 + a_4) a_2 a_6} \tag{13}$$

$$\frac{\Delta P}{\Delta P_0} = \frac{(a_3 n_1 + a_4) a_2 a_6}{[a_1 a_5 n_1^2 + (a_1 a_6 + a_2 a_5) n_1 + a_2 a_6] a_4} . \tag{14}$$

Relațiile (13) și (14) nu cuprind termeni dependenți de dimensiunile tubului capilar respectiv de caracteristicile constructive ale debitmetrului electrotermic. Ca atare, aceste relații constituie expresii generale ale efectului termovîscozimetric, în condițiile variantelor funcționale *b* și *c*.

În figurile 2 și 3 sînt redate curbele calculate după relația (13) pentru mai multe amestecuri binare, componenta a doua (gazul purtător) fiind totdeauna aerul.

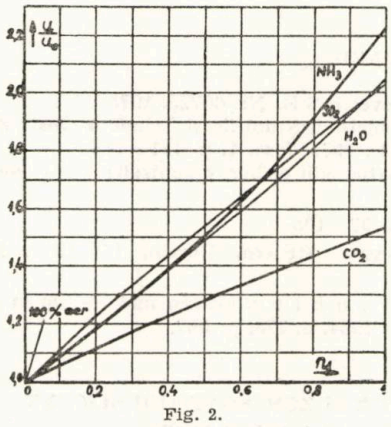


Fig. 2.

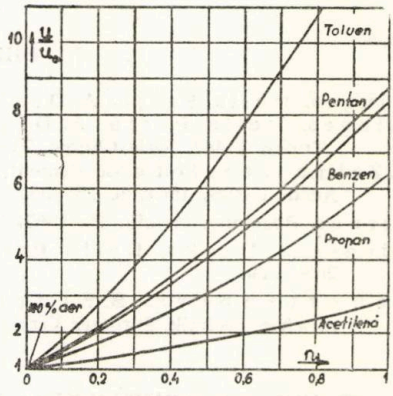


Fig. 3.

Diagramele din fig. 4 constituie reprezentarea grafică a relației (14), de asemenea pentru amestecuri binare, aerul fiind și în acest caz componenta a doua.

Se constată că dependența $u/u_0 = f(n_1)$ respectiv $\Delta P/\Delta P_0 = \varphi(n_1)$ sînt în general neliniare. În cazul dependențelor $u/u_0 = f(n_1)$ panta crește odată cu n_1 pe cînd în cazul curbelor $\Delta P/\Delta P_0$ comportarea este inversă, Pe baza acestei situații se poate afirma că varianta funcțională *b* este indicată pentru măsurări în domeniul concentrațiilor mari ale componentei 1, iar varianta funcțională *c* are o sensibilitate mai mare în domeniul concentrațiilor mici.

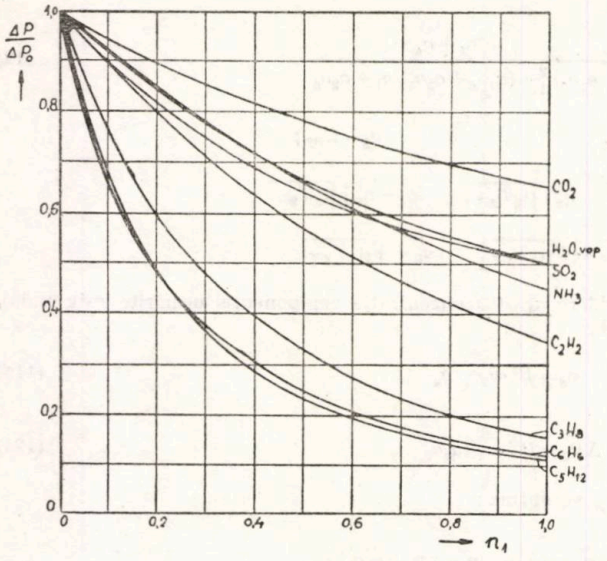


Fig. 4.

În comparație cu procedeul termoconductometric, cel mai des folosit în practica industrială pentru analiza automată continuă a gazelor, procedeul termovîscozimetric posedă o sensibilitate mai mare la o serie de amestecuri de gaze frecvent întîlnite în tehnologia chimică (aer-benzen ; aer-toluen ; aer-acetilenă ; aer-amoniac ; etc.). În plus, în cazul amestecului aer-amoniac, procedeul termovîscozimetric poate fi utilizat fără restricții în privința concentrației, pe cînd procedeul termoconductometric este limitat la cazurile în care concentrația amoniacului nu depășește 15% respectiv nu scade sub 30%, întrucît amestecul aer-amoniac prezintă un maxim de conductibilitate termică în intervalul 15—30% amoniac /6/.

După cum se va arăta în notele următoare, procedeul termovîscozimetric mai prezintă avantajul unei posibilități de realizare în condiții constructive simple, care nu depășesc pretențiile aparative ale procedeului termoconductometric.

BIBLIOGRAFIE

1. R. Minges, Delia Perju, A. Deaky, Brevet R.S.R. Nr. 60725, 1975.
2. R. Minges, Delia Perju, A. Deaky, Buletinul Științific și Tehnic al Inst, Politehnic „Traian Vuia", Seria Chimie, Tom 20 (34), 1975, fasc. 1, p. 111—113
3. L. A. Zalmanzon, Protocinie elementi pnevmaticeskih priborov kontrolia i upravlenia. Ed. Acad. URSS, 1961, p. 25—36.
4. V. Ferner, Regelungstechnik, 15, 1967, Nr. 3, p. 97—105.
5. R. Minges. A. Deaky, Delia Perju, Messen, Steuern, Regeln, 12, 1969, Nr. 7, p. 268—269.
6. I. Hengstenberg, B. Sturm, O. Winkler, Messen und Regeln in der chemischen Technik. Springer Verlag, Berlin, 1964, p. 278, p. 567.

THERMOVISKOSIMETRISCHES VERFAHREN ZUR KONTINUIERLICHEN GASANALYSE. I. THEORETISCHE GRUNDLAGEN.

ZUSAMMENFASSUNG

Es wird ein neues physikalisches Verfahren zur kontinuierlichen Konzentrationsbestimmung an Gasgemischen beschrieben, das auf der unterschiedlichen Molwärme und Zähigkeit der Gase beruht. Das der Analyse unterzogene Gasgemisch wird kontinuierlich durch ein Kapillarröhrchen und einen elektrothermischen Durchflussmesser geleitet. Das Verhältnis zwischen Ausgangsspannung des Durchflussmessers und Druckabfall am Kapillarrohr kann als Mass für die Konzentration einer Komponente im Gasgemisch dienen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

SOME OBSERVATIONS REGARDING THE INFLUENCE AND THE ACTION OF THE ADDED $(NH_4)_2SO_4$ UPON THE ELECTRODEPOSITION OF MANGANESE

BY

I. RĂDOI, C. RADOVAN

The favorable influence of $(NH_4)_2SO_4$ upon the electrolytical deposition of manganese, especially upon the current efficiency, has been investigated by many authors [1—4].

The action of $(NH_4)_2SO_4$ is ascribed mainly to the increase of the conductibility, the formation of the ammoniacal complexes of manganese, the buffer action and especially to the so called „activation capacity" or „depassivation" of the cathodic deposit without further specifications. The added $(NH_4)_2SO_4$ is supposed to decrease the possibility of oxide layers formation on the surface of the manganese cathode, or even to dissolve the existing ones. But no clear and complete considerations are given regarding the nature of the oxide layers and the action of the added $(NH_4)_2SO_4$ in connection with the cell construction and the action of the parameters unfavorable to the process. Also, no explanation is given to the fact, that the favorable effect of $(NH_4)_2SO_4$ has been observed only within certain limits (80—220)g/l) [1]. Under the lower limit the deposits are brown-black including oxides. In the range of 150—220 g/l practically constant efficiencies are reached (the upper limit beeing determined by the risk of the salt cristallisation from the solution) [3].

In this context we have tried to bring a contribution regarding the explanation of the action way and mechanism of the $(NH_4)_2SO_4$ addition upon the current efficiency and the quality of the manganese deposits obtained from $MnSO_4$-containing-electrolytes, as well as to the controversial problem of the oxide layers existing on the cathode surface.

First of all we consider it neceesary to explain when and how oxide layers can be formed on the cathodic deposit, and what type they are, especially as the manganese deposition takes place simultaneously with an abundant hydrogen evolution (reducing medium) and at highly negative potential values of the cathode (more negative, than —1V, NHE [5]).

In the presence of $(NH_4)_2SO_4$ the Mn^{2+} ions forme the complexes $Mn(NH_3)_n^{2+}$ [7] while$Mn(OH)_2$ precipitates at pH> 8—8,5. At such pH-values and in the presence of oxygen, the oxidation of$Mn(OH)_2$ becomes possible under formation of Mn_2O_3, Mn_3O_4 [6, 8], oxidation products, which formed or brought to the cathode disturbe the process, bringing about the corrosion of the cathode.

In accordance with our representation in fig. 1 (a) the addmitance of oxygen occurs following two possible paths : directly, through the catholit—aer—interface, or the admittance of oxygen from the anode trough the diaphragm.

The „filling up with gas" (hygrogen) of the catholit induces its upright flow along the cathode (figure 1.a). Such a flow facilitates both the admittance of oxygen from the air and its admittance from the anodic space (where its pressure is high), especialy in the regions where the direction of the catholit flow favours the acces. At a pH, lower than the one favorable to the $Mn(OH)_2$ formation and to its oxidation (which in the presence of $(NH_4)_2SO_4$ is $<8,5$) the admittance of oxygen interferes only inasmuch as it can be reduced on the cathode. An increase of the pH-value above the admitted value becomes inconvenient for the process, trough the formation of the manganes producs with higher oxidation degrees, capable to be reduced at the cathode. This is especially inconvenient as they can be formed directly on the cathode as oxidic compounds, leading to a sharp decrease of the apparent hydrogen overvoltage [6]. Because of the simultaneous hydrogen evolution the pH varies through the catholit, taking the largest value in the layer adjecent to the cathode. It decreases with the distance from the cathode (direction of the arrows) and possible in the direction of the lower part of the electrode. If oxygen is available in a sufficiently high amount and the pH of the whole catholit exceeds the value 8,5 then the oxidized products may be formed in the whole volume of the catholit, while they are spreading from the air — solution interface towards the interior (fig. 1b) and accumulate in time in the catholit, according to our experimental observations. If we have pH values$>$ or$\gg$8.5 only in the electrolyte layer adjacent to the electrode e.g. with the increase of the current density and at the admittance of oxygen especially in the absence of a reducing agent (e.g.

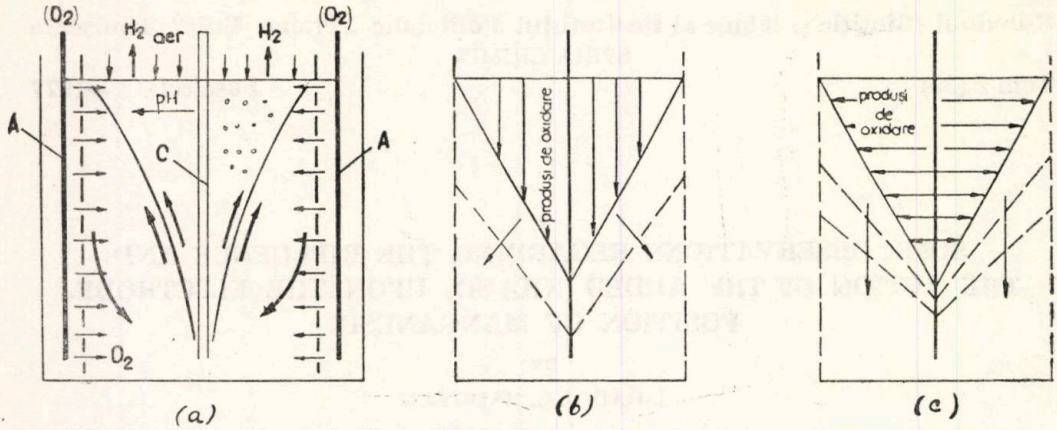


Fig. 1. Scheme of an electrolyser with the pH-distribution and the way of the oxygen admittance (1, a) :

——— electrolyte motion — — — oxygen admittance (1, b) and 1, c) propagation manner for the oxidation of Mn^{2+}, indicated by colouring of the solution in the cathodic section or/and the aspect of the cathode.

Na_2SO_3), the oxidized compounds have the most favorable conditions to be formed in this very region, or even at the surface of the deposit. This situation is extremely unfavorable to the deposit, which undergoes corrosion, in accordance to the mechanism film-pore and macroanode-macrocathode analysed by us elsewhere [6].

Such layers cannot be dissolved by $(NH_4)_2SO_4$, but assuring a sufficiently high buffer capacity of the electrolyte their formation can be prevented. The current efficiencies, obtained by us for long time electrolyses (up to 24 hours), in the presence of 0,6 g/l Na_2SO_3 as reducing agent at a pH-value initially 7.2 and finally $<8,5$ (crt. d. 5A/dm^3) were situated around 60 % for a $(NH_4)_2SO_4$ content of 130—190 g/l. A smaller $(NH_4)_2SO_4$ content (but >80 g/l) allows the electrolyses to be conducted, but at longer time periodes problems regarding stability and controllability of the process arise. An explanation of the facts can be given through the interpretation of the potentiodynamic curves reproduced below.

As we can see, in the absence of $(NH_4)_2SO_4$ both the cathodic and the anodic processes proceed with high overvoltage, which points to a hindrance of the manganese deposition and hydrogen evolution for the cathodic curve and to a hindrance of the manganese dissolution for the anodic curve.

Through addition of $(NH_4)_2SO_4$ the overvoltage for the cathodic processes decreases, which is also the case for the overvoltage of the anodic process. This modification of the polarisation curves can be interpretated as being due to the formation of a MnO-layer at the electrode surface. According to the literature [9, 10] the dissolution of manganese occurs following the stages : $Mn+H_2O \rightarrow MnO+$ $+H_2$, and as MnO is soluble in $(NH_4)_2SO_4$: $MnO+(NH_4)_2SO_4 \rightarrow Mn(NH_3)_2SO_4+H_2O$.

The transition of curve 1 to 2, anodic section, confirms our statement, as the dissolution of manganese intensifies upon addition of $(NH_4)_2SO_4$. The transition of curve 1 to 2, cathodic section, as a consequence of the dissolution of MnO by $(NH_4)_2SO_4$ followed by an „activation" of the cathode surface, might be due to a decrease of the overvoltage both for the manganese deposition and the hydrogen evolution. The available data [6] regarding the current efficiencies for current densities of 3—5 A/dm^2 at long time electrolyses, or for higher current densities at short time electrolyses indicate values situated around 50 %. Consequently, without making too large an error, we may consider the „activation" of the surface of the manganese cathode being about equally favourable to the manganese deposition and to the hydrogen evolution. To our pourpose, the "activation" of the cathodic surface is important as it makes the deposition of manganese possible.

This might be summarized as follows : In the absence of $(NH_4)_2SO_4$ the deposition of manganese is practically impossible in the potential range $-1 \div -2$ V (NHE), the cathod surface being „inactiv" („inhibited"). By adding $(NH_4)_2SO_4$ in a sufficiently high amount, the deposition of manganese becomes possible, even if a simultaneous decrease of the hydrogen overvoltage is unavoidable. Consequently, the dissolution of MnO is the second aspect of the favorable action of the $(NH_4)_2SO_4$-addition.

Nevertheless ,sometimes under the conditions of a disturbed process, an addition of $(NH_4)_2SO_4$ even in the optimal concentration range, but especially towards the upper limit (200 g/l), might become unfavorable. Thus, in accordance with our observations during long time electrolyses, the absence of the reducing agent (through an unsufficient supply) brings about an increase of the local pH-value in the electrolyte layer adjacent to the electrode, as a consequence of the sudden decrease of the hydrogen overvoltage on the deposit (the overvoltage of the hydrogen evolution on the deposit decreases in the absence of the reducing agent [11]). If the acces of oxygen occurs though the mechanism given

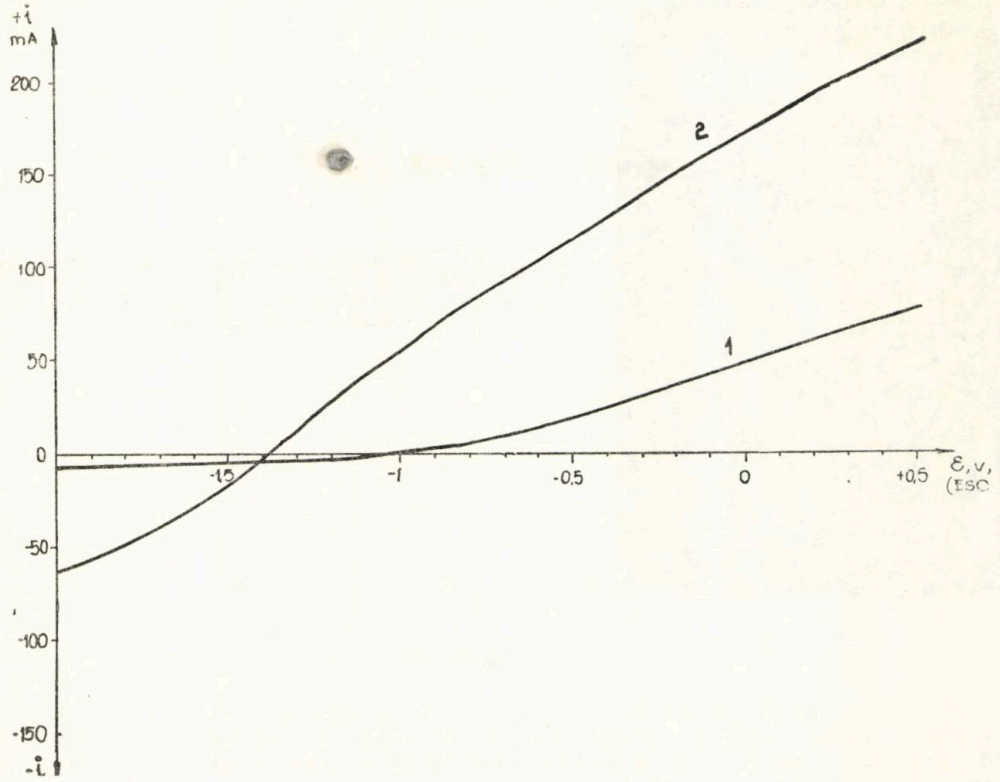


Fig. 2. Potentiodynamic curves in the absence (1) and in the presence of 150 g/l $(NH_4)_2SO_4$(2) : 25 g/l Mn^2 ; manganese electrode, S =0,5 cm^2; 25 °C; polarisation rate 30 mV/min (−2v÷ +1v SCE) ;

by us, then unlike to the initial conditions favorable to the reversibility deposition-dissolution of manganese due to the presence of $(NH_4)_2SO_4$, the absence of the reducing agent determines the $Mn(NH_3)_2^{2+}$ -ions to pass directly into higher oxidation compounds on the very surface of the electrode, where the newly created pH-conditions are most favorable to the formation of oxidised layers. The corrosion process induced through this oxidised layers [6], leads to an increase of the pH-value in the whole catholite volume and to the propagation of the alkalinisation and the oxidation products throughout the catholit. This situation, observed by us experimentally, is depicted in figure 1c. The addition of $(NH_4)_2SO_4$ favors in the presence of impurities, as already known, but also in the presence of the oxidic layers, the acting of the local elements, through the increase of the solution conductibility as well as through the „activation" of the anodes of the local elements.

The noxious effect of oxygen admittance in the case of electrolyses is illustrated through the deposit reproduced in fig. 3. Although the $(NH_4)_2SO_4$ – content has been within the limits of its optimum value (150 g/1), the absence of the reducing agent, through an insufficient supply, has brought about a drastic alteration of the deposit, after a 20 hour electrolyses. The alteration was rapidly progressing on account of the combined effect of the oxygen acces with a marked increase of the alkaliniasation. This determines an abundant formation of hydroxide in the catholite, which is then oxidized (white → brown) and finally leads to the formation of higher oxidation compounds of manganese on the very surface of the deposit. As a consequence a corrosion of the deposit starts, which has not been preceded by the microanod-microcathode-stage, but only by the por-layer- and especially microanod-microcathode-stage [4]. This has led to the maintainment of the dendrites on the edges (which otherwise were frequently going into sollution through the corrosion due to the influence of the impurities), probably on account of a compact oxidelayer and their acting as a cathode in the couple macroanode-macrocathode. On the contrary, the uncovered areas on the faces, where the current density was lower, were functioning as anodes, going into solution. This dissolution started on these areas of the faces, has been progressing rapidly to the manganese under the oxide layer, leading finally to the detachment of parts of the deposit and the complete and irreversible disturbance of the process.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM MŰSZAKI KÖNYVTÁR 1948

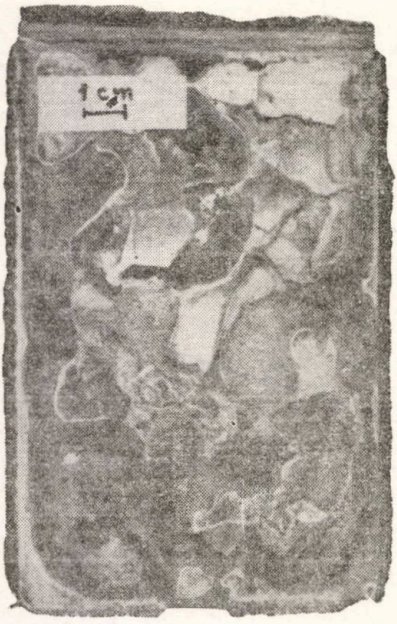


Fig. 3. „Corroded" manganese deposit, covered with oxides, obtained with 5A/dm² (30 °C); $pH_{initial}$ =7,2 (for a 24 hours electrolyses). After 20 hours the reducing agent has been destroyed. pH_{final} =9 5.

Conclusion.

By analysing the possible way of the oxygen admittance, correlated with the alkalinization of the catholit and the hydrodinamic conditions in the cell, we also stressed one of the effects of the $(NH_4)_2SO_4$ addition, regarding the prevention of the formation of the manganese compounds and layers with a higher oxidation degree.

The information obtained from the potentiodynamic curves explained the meaning of the „activation"-term of the deposit surface. The overvoltages corresponding to the manganese deposition as well as to the hydrogen evolution decrese upon the addition of $(NH_4)_2SO_4$, as a consequance of the dissolution of the MnO-layer. At the same time the dissolution of manganese intensifies upon anodic polarisation.

The „activator" action of the $(NH_4)_2SO_4$ becomes unfavorable if somehow the equilibrium of the process has been disturbed through the formation of microelements. In this situation the added $(NH_4)_2SO_4$ increeases the disolution of the deposit.

REFERENCES

1. R. I. Agladze, E. M. Unghiadze, Electrohimia margantsa, Tbilisi, v. 1, 439 (1957).
2. R. I. Agladze, N. T. Gofman, Electrohimia margantsa, Tbilisi, v. 1, 25 (1957).
3. A. M. Ginberg, N.Ia. Fedotova, Ulitrazvuk v galvanotehnike, Izd. „Metall", Moskva p. 111 (1969).
4. V.I. Lattimer, Okislitelnoie sostoianie elementov i ih potenţiali v vodnîh rastvorah, Moskva, Inostr. Lit., 1954.
5. Yu.M. Loshkarev, Ukr. Khim. Zhur., 29, 918 (1963).,
6. C. Radovan, Gh. Facsko, I. Rădoi, A 4-a Conferinţă Republicană de Chimie Fizică Generală şi Aplicată, Bucureşti (1974).
7. K. B. Yazimirski, V. P. Vasiliev, Konstanti nestoikosti komplexnîh soedinenii, Iz. A.N.S.S.S.R., Moskva, 89, 1959.
8. R. I. Agladze, Electrohimia margantsa, Tbilisi, v. 3, 24 (1967).
9. Yu. M. Kolotîrkin, T. R. Agladze, Zasch. Metal., 3, 413 (1967).
10. Yu. M. Kolotîrkin, T. R. Agladze, Zasch, Metal., 4, 721 (1968).
11. I. V. Gamali, V. V. Stender, Zhur. Prikl. Khim., 35, 2436 (1962).

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

CERCETĂRI ASUPRA PROCESULUI DE OBȚINERE A ÎNGRĂȘĂMINTELOR COMPLEXE — NITROFOSFAȚI

DE

A. IOVI, V. URDEA, G. PÂRLEA, C. HAIDUC

O atenție deosebită se acordă atît pe plan mondial cît și național obținerii îngrășămintelor complexe concentrate-nitrofosfați (N-P-nitrofos și N-P-K-nitrofosca). Acestea se fabrică în mai multe sorturi, deosebindu-se prin raportul $N : P_2O_5 : K_2O$ și compoziție [1]. Ele conțin : azotul în formă nitrică (KNO_3), amoniacală [$NH_4H_2PO_4$, $(NH_4)_2HPO_4$] și amoniaco-nitrică (NH_4NO_3) ; fosforul în formă solubilă în apă [$NH_4H_2PO_4$, $(NH_4)_2HPO_4$] și solubilă în citrat ($CaHPO_4$) ; potasiu în formă de KCl și KNO_3. Din punct de vedere practic, solubilitatea fosforului în apă trebuie să fie mai mare de 40 % [1—3].

Procesul de obținere a nitrofosfaților constă în descompunerea fosfaților naturali cu acid azotic și prelucrarea ulterioară cu amoniac a soluției obținute.

Descompunerea fosfaților naturali cu acid azotic, este un proces complex și poate fi exprimat prin reacția globală :

$$Ca_5(PO_4)_3F + 10HNO_3 = 5Ca(NO_3)_2 + 3H_3PO_4 + HF$$

Pentru descompunere se utilizează de obicei acid azotic de 45—55 % [4] sau 55—65 % [5—7]. In soluția azotică rezultată raportul $CaO : P_2O_5$ este aproximativ același ca și în fosfatul natural. In îngrășămintele complexe fosforul trebuie să se afle în formă asimilabilă, adică raportul $CaO : P_2O_5 < 2 : 1$. Prin urmare o condiție esențială a prelucrării soluțiilor nitrice în îngrășăminte este scăderea corespunzătoare a raportului $CaO : P_2O_5$. Excesul de calciu poate fi înlăturat din sistem, fie prin răcirea soluției cu separare de $Ca(NO_3)_2 \cdot 4H_2O$, fie prin legare sub formă de $CaSO_4$, $CaHPO_4$ sau $CaCO_3$, introducîndu-se în sistem corespunzător acid sulfuric, respectiv sulfați, acid fosforic sau bioxid de carbon. Prin neutralizarea cu amoniac sau amoniacați a soluției se obține nitrofosul, iar prin adausul de săruri de potasiu rezultă nitrofosca. O atenție foarte mare se acordă obținerii nitrofosfaților cu un conținut cît mai ridicat de P_2O_5 solubil în apă [1].

Procesul de obținere a îngrășămintelor complexe-nitrofosfați constă din mai multe faze :

— descompunerea rocii fosfatice cu acid azotic, cînd rezultă o soluție de acid fosforic, acid azotic și azotat de calciu ;
— răcirea masei de reacție, cînd cristalizează parțial azotatul de calciu ;
— separarea azotatului de calciu cristalizat ;
— neutralizarea cu amoniac a soluției obținute ;
— concentrarea soluției și granularea în vederea obținerii produsului finit.

Cea mai importantă fază a procesului de obținere a nitrofosfaților reste neutralizarea soluției cu amoniac, ea determinînd compoziția produsului obținut și raportul dintre elementele nutritive. Întrucît în literatura de specialitate nu sînt date suficiente privind condițiile de realizare a acestei faze, s-a pus problema stabilirii condițiilor optime de neutralizare a soluțiilor rezultate din materii prime diferite, care să permită obținerea unor sorturi noi de îngrășăminte cu solubilitate ridicată a P_2O_5 și cu raporturi variabile între elementele nutritive.

În lucrarea de față se prezintă cercetările de laborator privind influența *p*H-ului, respectiv a raportului $N : P_2O_5$, asupra solubilității P_2O_5 din nitrofosfații, obținuți prin neutralizarea cu amoniac a soluțiilor de compoziție asemănătoare cu ale soluțiilor rezultate în urma descompunerii rocii fosfatice cu acid azotic și separarea parțială a azotatului de calciu prin răcire.

Pentru obținerea soluțiilor s-au utilizat substanțe chimic pure : acid fosforic de 85 %, acid azotic de 65 %, azotat de calciu $Ca(NO_3)_2 \cdot 4H_2O$, iar pentru neutralizare s-a folosit amoniac soluție aproximativ 25 %. Modul de lucru a fost următorul : un volum bine determinat de soluție s-a neutralizat cu cantități diferite de amoniac sub continuă agitare, la temperatură constantă (temperatura de cca 25 °C). Masei de reacție obținute i s-a măsurat *p*H-ul și i s-a determinat conținutul în P_2O_5 și azot [8].

Pentru măsurarea *p*H-ului masei de reacție s-a folosit un pH-metru de tip OP 201/1 Radelkis, de proveniență R.P.U, respectiv un *p*H-metru de tip MV-84 din R.D.G.

Conținutul de P_2O_5 solubil în apă a fost determinat gravimetric (precipitare ca $MgNH_4PO_4$ și calcinare la pirofosfat), prin metoda complexonometrică (titrare cu $MgCl_2$ în prezență de erio T) și prin metoda colorimetrică (cu molibdat de amoniu), utilizînd un SPEKOL 50. Conținutul de P_2O_5 solubil în citrat s-a determinat gravimetric. Conținutul în azot s-a determinat prin metoda Kjeldahl. Conținutul în CaO s-a determinat permanganometric.

Cercetările s-au efectuat asupra unor soluții cu conținut variabil în calciu, ceea ce corespunde la un grad diferit de separare a azotatului de calciu din soluția rezultată la descompunerea rocii fosfatice, respectiv la un raport diferit P_2O_5 : CaO în soluția supusă neutralizării. Compoziția medie a soluțiilor este dată în tabela 1.

Tabela 1

Compoziția soluțiilor

Soluția	1	2	3
	Compoziția, %		
H_3PO_4	35,6	34,3	32,7
HNO_3	16,4	15,6	15,0
$Ca(NO_4)_2$	12,0	15,5	19,2
H_2O	36,0	34,6	33,1
P_2O_5 : CaO	6,27 : 1	4,68 : 1	3,59 : 1

Rezultatele cercetărilor experimentale sînt prezentate în figurile 1—4.

După cum rezultă din datele experimentale între *p*H-ul masei de reacție și raportul N_{NH3} : P_2O_5, respectiv raportul N_{total} : P_2O_5, există o interdependență bine definită (figurile 1 și 2). Odată cu ridicarea raportului N : P_2O_5 crește și valoarea *p*H-ului masei de reacție (figura 1 și 2). La valori ale $pH \cong 4$ curbele prezintă o inflexiune, determinată de apariția în sistem a fosfatului diamoniacal.

Din studiul influenței *p*H-ului asupra solubilității P_2O_5 în apă (figura 3) rezultă că pentru toate soluțiile la $pH > 2{,}0$ solubilitatea P_2O_5 în apă scade mult, atinge valoarea minimă la $pH \sim 3{,}0$ și apoi rămîne constantă. Solubilitatea minimă a P_2O_5 în apă depinde de raportul P_2O_{5total} : CaO și este cu atît mai mare cu cît acest raport este mai ridicat (figura 4.) Prin urmare întreaga cantitate de CaO din soluții practic se transformă în $CaHPO_4$ în domeniul de $pH \cong 2{,}0-3{,}0$.

La $pH > 6{,}5$ apare în sistem fosfatul tricalcic, respectiv începe procesul de retrogradare a P_2O_5.

Datele experimentale permit să se presupună următorul chimism al procesului în funcție de *p*H.

Pînă la $pH \cong 2{,}0$ are loc procesul de neutralizare a acidului azotic, de neutralizare parțială a acidului fosforic și de formare a fosfatului monocalcic :

1) $HNO_3 + NH_3 = NH_4NO_3$

2) $NH_3 + H_3PO_4 = NH_4H_2PO_4$

3) $Ca(NO_3)_2 + 2NH_3 + 2H_3PO_4 = 2NH_4NO_3 + Ca(H_2PO_4)_2$

În domeniul $pH \cong 2{,}0-4{,}0$ are loc transformarea practic totală a fosfatului monocalcic în fosfat dicalcic și desăvîrșirea procesului de formare a fosfatului monoamoniacal :

4) $Ca(H_2PO_4)_2 + NH_3 = CaHPO_4 + NH_4H_2PO_4$

În limitele de $pH = 4{,}0-6{,}5$ se formează fosfatul diamoniacal :

5) $NH_4H_2PO_4 + NH_3 = (NH_4)_2HPO_4$

ceea ce determină o mărire a raportului N : P_2O_5 din sistem.

La valori ale *p*H-ului mai mari de 6,5 în sistem apare fosfatul tricalcic :

6) $3CaHPO_4 + 2NH_3 = Ca_3(PO_4)_2 + (NH_4)_2HPO_4$ ceea ce determină o retrogradare a P_2O_5 și deci o micșorare a P_2O_5 asimilabil de către plante.

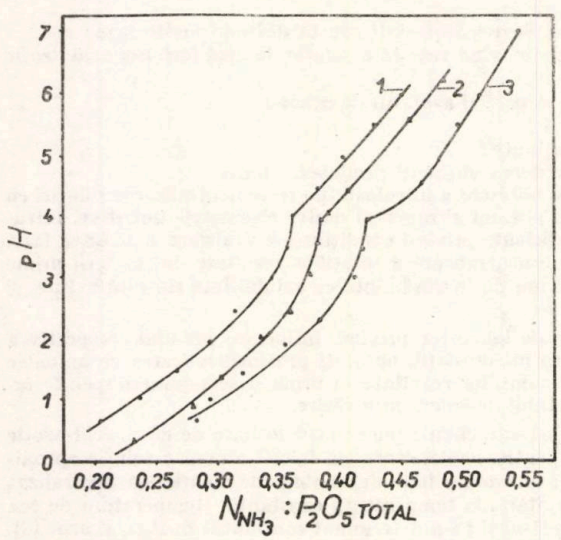


Fig 1. Dependența *p*H-ului masei de reacție de raportul NNH_3 : $P_2O_{5\,total}$, la raporturi diferite P_2O_{5total} : CaO. 1 — 6,27 : ; 2 — 4,68 : 1; 3 — 3,59 : 1.

În concluzie, se pot obține îngrășăminte cu solubilitate totală a P_2O_5 în apă, dacă soluțiile se neutralizează la $pH \leqslant 2$. În acest caz rezultă un raport $N_{total} : P_2O_{5total}$ relativ mic și este necesar un aport exterior de azot legat (NH_4NO_3, uree) pentru a asigura un conținut de azot mai ridicat în îngrășământ.

Îngrășăminte cu solubilitate ridicată a P_2O_5 în apă se pot obține dacă se pleacă de la soluții cu raport $P_2O_{5total} : CaO$ mare, deci de la soluții cu un grad înalt de separare a calciului din sistem.

Un raport ridicat $N_{total}: P_2O_{5total}$ în îngrășăminte se poate realiza, dacă neutralizarea cu amoniac a soluțiilor cu un conținut definit în calciu se realizează la *p*H ridicat, dar mai mic decît 6,5. În acest caz însă întreaga cantitate de calciu se va afla legat sub formă de $CaHPO_4$ insolubil în apă (solubil însă în citrat și asimilabil de plante).

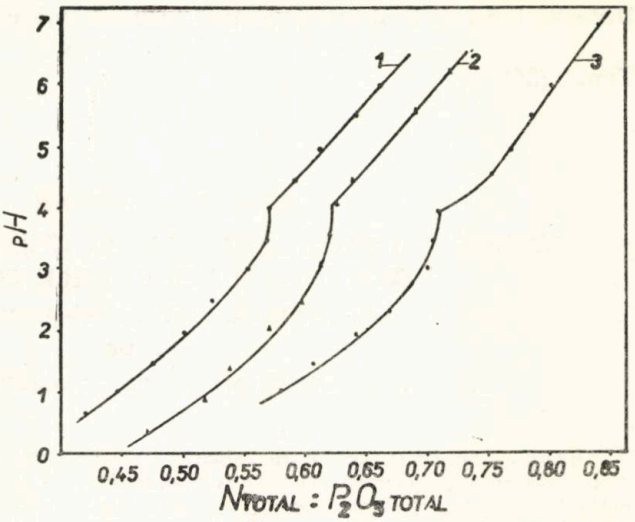


Fig. 2. Dependența *p*H-ului masei de reacție de raportul $N_{total} : P_2O_{5\ total}$, la raporturi diferite $P_2O_{5\ total} : CaO$: 1—6,27 : 1; 2—4,68 : 1; 3—3,59 :1.

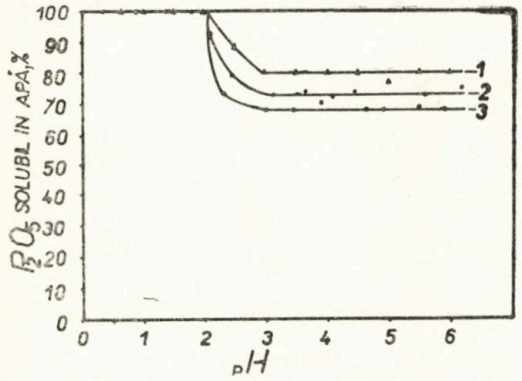


Fig. 3. Dependența gradului de solubilitate a P_2O_5 în apă în funcție de *p*H-ul masei de reacție, la diferite raporturi $P_2O_{5\ total} : CaO$: 1—6,27 : 1; 2—4,68 : 1; 3—3,59 : 1.

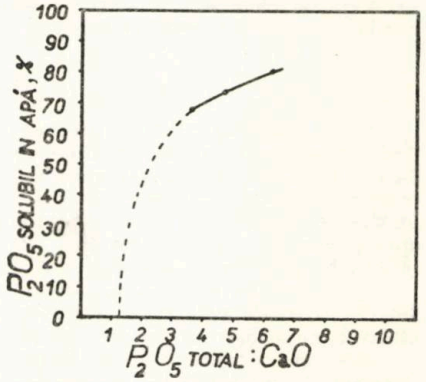


Fig. 4. Dependența solubilității minime a P_2O_5 în apă de raportul $P_2C_{5\ total} : CaO$.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Iovi, Tehnologia îngrășămintelor minerale, Lit. I. P. Timișoara, 1970.
2. A. V. Slak, Farm. Chem., 130, 30 (1967)
3. A. V. Slak, Farm. Chem., 130, 28 (1967)
4. F. G. Margolis, T. V. Glazova, A. I. Sverdlova, J.H.V.O im D.I. Mendeleeva, 7, 507 (1962)
5. * * * Phosphorus and Potassium, 1966, 18, 22
6. * * * Phospohrus and Potassium, 1967, 21
7. H. Banthien, Allg. Prakt. Chem., 18, 104 (1967).
8. M. Pozin și alții, Rucovodstvo c practiceschim zaniatiam po tehnologhii neorganiceschih veșestv, Izd. Him. Lit. Leningrad, 1963.

INVESTIGATIONS REGARDING THE PRODUCTION PROCESS OF THE COMPLEX FERTILIZERS— NIRTOPHOSPHATES

This paper presents the laboratory researches regarding the influence of the pH, and the $N : P_2O_5$-ratio on the solubility of the P_2O_5 from nitrophosphates, obtianed through the neutralisation with ammonia of the solutions, resulted from the decomposition of the phosphatic rock with nitric acid and the partial separation of the calciumnitrate through cooling.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

COMBINAŢII COMPLEXE ALE Au (III), CU VERDE MALACHIT SUBSTITUIT ŞI APLICAŢIILE LOR ANALITICE

II. Sistem : meta-verdenitral-halogenuri complexe

DE

GH. C. CONSTANTINESCU, C. AMBRUŞ, N. DEMIAN

Într-o lucrare anterioară /1/ am comunicat rezultatele cercetărilor noastre cu privire la reacţiile dintre colorantul paraverdenitral şi anionii complecşi $[AuCl_4]^-$ şi $[AuBr_4]^-$. Rezultatele experimentale obţinute s-au situat la nivelul reactivilor foarte buni utilizaţi în determinarea spectrofotometrică a aurului /2, 3/.

În această lucrare se prezintă datele cercetărilor întreprinse în sinteza colorantului meta-verdenitral şi în studiul reacţiilor sale cu $[AuCl_4]^-$ şi $[AuBr]_4^-$, precum şi condiţiile de folosire a colorantului în chimia analitică a Au(III). S-a urmărit, de asemenea, influenţa poziţiei substituentului asupra sensibilităţii şi selectivităţii reacţiilor.

1. REZULTATE ŞI DISCUŢII

Colorantul utilizat a fost sintetizat după metoda aplicată coloranţilor trifenilmetanici /1/ şi purificat prin recristalizare din alcool etilic absolut. Puritatea colorantului s-a verificat prin procedeul cu dicromat /4/, iar cromatograma pe hîrtie a arătat o compoziţie omogenă. Maximul de absorbţie a colorantului metaverdenitral este batocrom deplasat conform prevederilor teoriei. La lungimile de undă corespunzătoare absorbţiei maxime a complecşilor cu Au(III) şi la aciditatea mare a soluţiei apoase, absorbţia colorantului liber este minimă. Deoarece colorantul nu se extrage în benzen, extractele benzenice ale compuşilor cu Au(III) nu vor fi influenţate de absorbţia colorantului.

În lucrarea de faţă s-au folosit acid tetracloro-auric $H[AuCl_4]$ şi acid tetrabromoauric $H[AuBr_4]$. Soluţia apoasă de Au(III) s-a obţinut prin dizolvarea $H[AuCl_4]$ într-o cantitate determinată de HCl diluat. Concentraţia soluţiei de colorant a fost $1 \cdot 10^{-3}$ M.

Structura şi raportul de combinare metal : colorant a fost stabilită conform indicaţiilor /1/. În stare solidă raportul de combinare este 1 : 1.

Tabela 1

ANALIZA ELEMENTARĂ A COMBINAŢIILOR

Combinaţia	Aur %		Azot %		Clor % sau Brom %	
	Calculat	Determinat	Calculat	Determinat	Calculat	Determinat
(verde malachit$^+$ $[AuCl_4]^-$)	29,49	29,38	4,19	4,24	21,25	21,18
(*meta*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$)	27,63	26,95	5,89	5,57	19,77	19,21
(*meta*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$)	22,11	22,87	4,71	4,35	35,90	35,14

Complexul format cu colorant meta-verdenitral a fost extras în benzen, urmărindu-se extractibilitatea combinaţiei complexe şi coeficientul de repartiţie al Au(III) între cele două faze. Coeficientul de repartiţie s-a calculat făcînd raportul concentraţiilor Au(III) în faza organică şi în faza apoasă. Rezultatele obţinute sînt indicate în tabela 2.

Din spectrele electronice de absorbţie în domeniul vizibil ale soluţiilor apoase de meta-verdenitral şi ale celor benzenice de complecşi s-a stabilit un maximum de absorbţie la 630 nm pentru colorantul pur şi 650 nm. atît pentru complexul cu $[AuCl_4]^-$ cît şi pentru complexul cu $[AuBr_4]^-$ (curbele C_2, C_3 şi C_4 din fig. 1). Cum era de presupus la formarea complecşilor cu transfer de sarcină se constată un efect batocrom al maximum-ului de absorbţie al complexului.

Tabela 2

Coeficientul de repartiție (q) și extractibilitatea complecșilor în benzen (E %)

Combinația	q	E %
(verde malachit$^+$ $[AuCl_4]^-$)	5,29	84,20
(*meta*-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$)	10,58	91,5
(meta—verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$)	10,75	91,7

Curbele C_5, C_6 și C_7 prezintă $E=f(\lambda)$ la diferite aciditați ale fazei apoase. Maximele de absorbție se mențin la aceeași lungime de undă, dar extractibilitatea complecșilor este diferită.

Reacțiile între Au(III) și colorantul meta-verdenitral se desfășoară în mediu de HCl sau HBr. Extractibilitatea complexului cu $[AuCl_4]^-$ este bună în HCl (0,06—0,36) N și în HBr (0,15—0,6)N

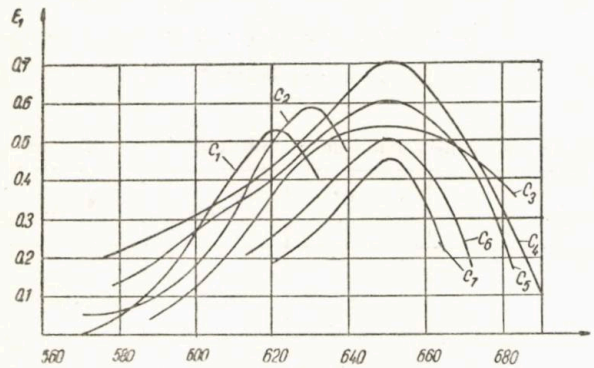


Fig. 1. Caracteristica spectrală : C_1=verde malachit/apă; C_2=*meta*-verdenitral/apă; C_3=(meta-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$)/benzen; C_4=(meta-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$)/benzen; C_5=Idem C_3 soluție 0,7 N (HCl); C_6= Idem C_3 soluție 0,9 N (HCl). C_7=Idem C_3 soluție 1,2 N (HCl).

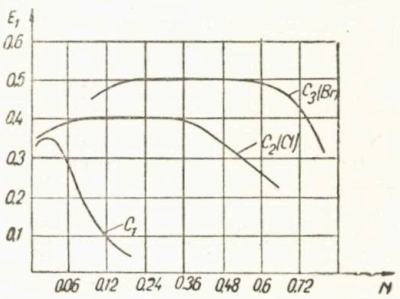


Fig. 2. Influența acidității fazei apoase asupra extractibilității complecșilor : C_1=complex cu verde malahit; C_2=complex meta-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$; C_3= complex meta-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$.

S-a constatat că pentru a deplasa echilibrul spre formarea complecșilor este necesar un exces de colorant de cel puțin 20 ori față de Au(III). Utilizarea unui exces mai mare nu a condus la absorbții mai mari.

Raportul de combinare metal : colorant în soluție organică s-a determinat după metoda Job. Rezultatele pentru soluțiile izomolare. $1 \cdot 10^{-4}$M și $2 \cdot 10^{-4}$M sînt indicate în figura 4, (curbele C_1 respectiv C_2). În soluție organică predomină complexul ($R^+[AuX_4]^-$).

Aproximarea constantei de instabilitate a fost efectuată prin folosirea perechilor de soluții izomolare după Job /5/. Pentru perechile de soluții Au $1 \cdot 10^{-4}$ M—colorant $2 \cdot 10^{-4}$ M și Au $5 \cdot 10^{-5}$ M—colorant $1 \cdot 10^{-4}$ M rezultatele sînt prezentate în fig. 5 (curbele C_1, respectiv C_2). S-a folosit relația simplificată aplicabilă la sistemele bifazice cu raport molar de combinare 1 : 1 /1/.

Studiile conductometrice au fost realizate în mediu de benzen și efectuate cu soluțiile benzenice ale complecșilor, comparativ cu proba martor fără Au(III) și cu benzenul pur. S-au folosit următoarele relații :

$$U_k = U_M \cdot R_N \cdot k \quad (\Omega)$$

$$\rho = U_k \cdot 0{,}75 \quad (\Omega cm)$$

unde 0,75 este constanta celulei, iar $\gamma = \frac{1}{\rho}$ $(\Omega^{-1} \cdot cm^{-1})$.

Între benzen și martor există o diferență de conductivitate, care se datorește, probabil, apei și urmelor de acid dizolvate în benzen la agitarea fazelor. Conductivitatea mai mare a complecșilor față de martor se poate atribui disocierii compușilor studiați în apa dizolvată în benzen. La această concluzie se ajunge dacă ținem seama de constanta de instabilitate a complexului, determinată spectrofotometric.

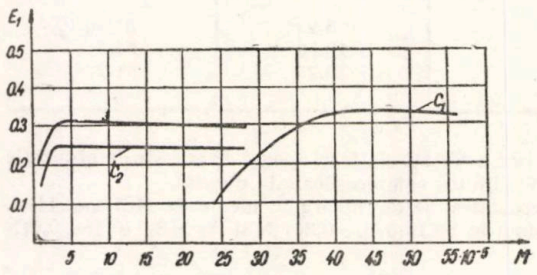


Fig. 3. Influenţa excesului de reactiv : C_1=verde malachit; C_2= (meta-verdenitral$^+$ $[AuCl_4]^-$); C_3=(*meta*-verdenitral$^+$ $[AuBr_4]^-$).

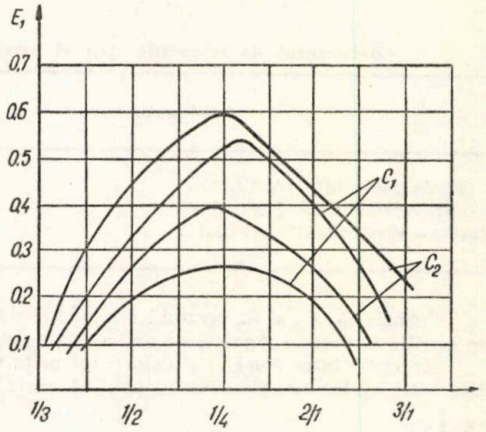


Fig. 4. Determinarea raportului de combinare. Soluţii izomolare : C_1=complex cu $[AuCl_4]^-$; C_2=complex cu $[AuBr_4]^-$.

Valorile obţinute la aproximarea constantelor de instabilitate *Tabela 3*

Nr. crt.	Concentraţia molară $[AuCl_4]^-$ – (meta-verdenitral)$^+$		$p=\frac{G'}{G}$	X_{max}	$X_{inst.}$
1.	$1\cdot10^{-4}$	$2\cdot10^{-4}$	2	0,39	$3\cdot10^{-5}$
2.	$0,5\cdot10^{-4}$	$1\cdot10^{-4}$	2	0,42	$1,4\cdot10^{-5}$

Rezultatele analizei conductometrice *Tabelul 4*

	U_K (Ω)	$\rho=U_K\cdot0,75$ (Ω·cm)	$\gamma=\frac{1}{\rho}$ ($\Omega^{-1}cm^{-1}$)
Benzen	$0,11\cdot10^{12}$	$0,82\cdot10^{11}$	$1,22\cdot10^{-11}$
Martor	$0,44\cdot10^{8}$	$0,33\cdot10^{8}$	$3,0\cdot10^{-7}$
(verde malachit$^+$ $[AuCl_4]^-$)	$0,17\cdot10^{7}$	$0,148,10^{7}$	$6,8\cdot10^{-7}$
(R^+ $[AuCl_4]^-$)	$0,30\cdot10^{7}$	$0,225\cdot10^{-7}$	$4,4\cdot10^{-7}$
(R^+ $[AuBr_4]^-$)	$0,34\cdot10^{7}$	$0,45\cdot10^{7}$	$3,9\cdot10^{-7}$

R^+=*meta*-verdenitral

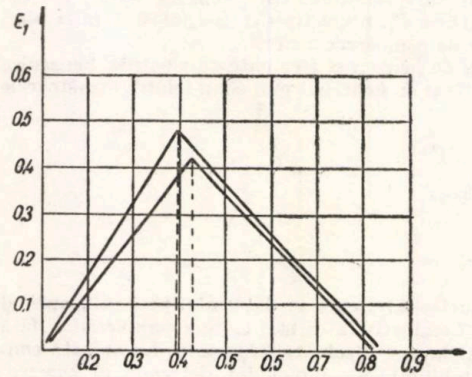


Fig. 5. Aproximarea constantei de instabilitate. Soluţii neizomolare.

2. STABILIREA CONDIŢIILOR PENTRU UTILIZAREA ANALITICĂ A REACŢIILOR

Legea Lambert-Beer se verifică în intervalele de concentraţie indicate în tabela 5. Curba de etalonare medie a fost determinată prin metoda mediilor discontinui /3/.

Sensibilitatea reacţiilor este maximă la o concentraţie de 3 μg Au/cm^3 pentru $[AuCl_4]^-$ şi 0,8 μg/cm^3 pentru $[AuBr_4]^-$. Coeficienţii molari de extincţie sînt buni : 52 500 şi respectiv 60 000.

Pentru a stabili ordinea adăugirii reactivilor s-au făcut încercări ţinînd seama de acţiunea logică a fiecărui reactiv. S-a format în soluţie ionul tetracloroaurat, respectiv tetraclorobromurat, şi apoi s-a efectuat reacţia cu colorantul. Ordinea adăugării este deci: Au(III), acid, apă, colorant, benzen.

Tabela 5

Limitele de aplicabilitate a legii Lambert-Beer

Combinația	μg Au/cm³	ε
(verde malachit⁺ $[AuCl_4]^-$)	10,0—100	5 700
(meta-verdenitral⁺$[AuCl_4]^-$)	3,0—36	52 500
(meta-verdenitral⁺$[AuBr_4]^-$)	0,8—12	60 000

Stabilitatea extractului organic s-a determinat păstrîndu-l în contact cu faza apoasă și cu O_2 din aer în prezența luminii, determinîndu-se apoi extincțiile. Stabilitatea se menține aproximativ 30 min în cazul $[AuCl_4]^-$ și $[AuBr_4]^-$. Dacă după extracție se separă fazele, atunci faza organică este stabilă peste 48 ore, interval în care se poate face fotometrarea fără ca extincția să scadă mai mult de 0,02.

De remarcat creșterea puternică a stabilității soluțiilor organice față de cele ale verdelui malachit nesubstituit, care au o stabilitate mică.

Verificarea interferenței ionilor care dau combinații asemănătoare cu ale aurului sau care însoțesc aurul în apele reziduale sau în minereuri arată că reacția nu este deranjată de cantități moderate de Co, Ni, Zn, Cd, Ti, Cu, Ge. Reacția este influențată de Tl, Nb, In, Bi la următoarele concentrații :

$(R^+[AuCl_4]^-)$ Au : Nb=1 : 0,5 ; Au : In=1 : 0,5 ; Au : Tl=1 : 0,75 Au : Bi=1 : 20 ; Au : Cu=1 : 500

$(R^+[AuCl_4]^-)$ Au : Nb=1 : 0.6 ; Au : Tl=1 : 1 ; Au : Cu=1 : 1 000

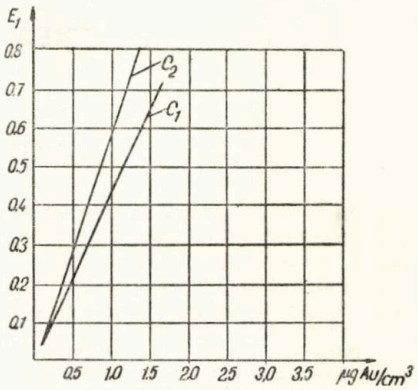


Fig. 6. Graficul de etalonare : C_1=complex cu $[AuCl_4]^-$; C_2=complex cu $[AuBr_4]^-$

3. CONCLUZII

Reacțiile colorantului bazic meta-verdenitral cu anionii complecși $[AuCl_4]^-$ și $[AuBr_4]^-$ sînt destul de sensibile și reproductibile. Combinațiile formate se extrag bine în benzen, extractibilitatea fiind de peste 98%. Extractele benzenice au bune proprietăți spectrofotometrice, respectă legea Bouguer-Lambert-Beer, în intervalul 3—3,6 μg Au/cm³ pentru complexul metaverdenitral $^+[AuCl_4]^-$ și între 0,8—12 μg pentru complexul meta-verdenitral $^+[AuBr_4]^-$ și sînt stabile peste 48 ore. Sensibilitatea reacțiilor și stabilitatea sînt satisfăcătoare. Prezența substituentului—NO_2 în poziția meta și participarea scăzută a electronilor săi la sistemul conjugat al colorantului, explică bine aceste rezultate.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. C. Constantinescu, N. Demian și C. Ambruș — sub tipar.
2. H. Onishi, *Microchim. Acta 9*, 1959.
3. B. J. Mac Nalty și L. E. Woollard, *Anal. Chim. Acta, 13*, 154, 1955
4. R. P. Lastovschi și I. I. Vainstein, „Tehniceskii analiz v proizdvestve premejjtecinîh i crasitelei. Gosudarstvence naucine tehnicescoe izdatelist ve himicescoi literaturî, Moskwa, 1958.
5. P. Job. *Ann. Chim.* (France), *9*, 113 (1928).

COMPLEX COMBINATIONS BETWEEN SUBSTITUTED MALACHITE GREEN — Au (III) AND THEIR ANALYTICAL APPLICATIONS

2. NOTE. THE SYSTEM META-NITRAL GREEN-COMPLEX HALOGENIDE

SUMMARY

It was established that the $[AuCl_4]^-$ and $[AuBr_4]^-$ anions form complex combinations with the basic dyestuff metanitral green, the best acidity conditions being the solutions of 0,06—0,36 N(HCl) or 0,15—0,6 N(HBr). The obtained combinations were extracted in benzene. The green color intensity increases with the gold content according to the Lambert-Beer law.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

CONTRIBUŢII LA STUDIUL DESCOMPUNERII TERMICE A PERCLORAŢILOR METALICI

I. DESCOMPUNEREA PERCLORAŢILOR DE FIER, COBALT ŞI NICHEL

DE

ARIANA MORARU, I. JULEAN

Cercetările în domeniul descompunerii percloraţilor metalici prezintă un interes deosebit, atît din cauza mecanismului reacţiilor de descompunere, cît şi a faptului că mulţi dintre perclorati, ca şi unii dintre produşii lor intermediari şi finali, de descompunere, au largi utilizări practice.

Scopul prezentei lucrări a fost de a extinde cercetările din domeniul descompunerii percloraţilor şi la descompunerea percloraţilor de fier, cobalt şi nichel, la etapa de oxidare doi, făcînd o comparaţie şi cu comportarea percloratului de fier trivalent.

Prezenta lucrare are şi o importanţă practică, deoarece percloraţii de fier, cobalt şi nichel sînt catalizatori într-o serie de procese, ca acilarea celulozei cu acizi graşi, /1/, descompunerea catalitică a apei oxigenate, /2/, oxidarea hidrocarburilor aromatice, /3/, polimerizarea trioxanului, /4/, a metacrilatului de metil, /5/, obţinerea polibutadienei cu structură „cis", /6, 7/.

Conform indicaţilor din literatură, descompunerea termică a percloraţilor ar putea conduce la una din următoarele categorii de compuşi : cloruri, oxizi, amestec de oxid şi clorură şi oxicloruri.

În ce priveşte produşii gazoşi rezultaţi din reacţie, după unii autori /8—13/ ar rezulta un amestec de clor, oxigen şi vapori de apă, după alţii, /14—16/ ar rezulta fie monoxid de clor, fie un amestec de clor şi bioxid de clor, /17/.

Încercînd să găsească o metodă care să permită prevederea, din calcule, a produşilor reacţiilor de descompunere, M. M. Markowitz /13/ s-a folosit de diferenţa dintre entalpiile libere ale clorurii şi oxidului metalului respectiv, la diferite temperaturi şi a verificat aceste calcule pe o serie de perclorati deja studiaţi.

În lucrarea de faţă, se încearcă o verificare a metodei de calcul propusă de M. M. Markowitz şi o lămurire a mecanismului de descompunere referitor la formarea clorului sau a oxizilor clorului în produşii gazoşi de descompunere, în cazul percloraţilor de fier, cobalt şi nichel.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Reactivi.

1. $Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$, preparat prin dizolvarea fierului metalic în acid percloric 20% şi concentrarea soluţiei prin distilare la presiune redusă în atmosferă de bioxid de carbon.

2. $Co(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$, preparat prin dizolvarea hidroxidului de cobalt, obţinut din $CoSO_4 \cdot 7H_2O$ şi NaOH, în acid percloric 20% şi separarea cristalelor prin concentrarea soluţiei obţinute. Percloratul de cobalt s-a purificat prin recristalizare din apă.

3. $Ni(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$, preparat prin dizolvarea $NiCO_3$ în acid percloric 20%, concentrarea soluţiei şi purificarea cristalelor obţinute, prin recristalizare în apă.

4. $Fe(ClO_4)_3 \cdot 9H_2O$, preparat prin dizolvarea hidroxidului feric, obţinut din $FeCl_3$ şi amoniac, în acid percloric 20% şi separarea cristalelor în urma concentrării soluţiei.

Analiza reactivilor a confirmat formulele de mai sus, în afară de $Fe(ClO_4)_3 \cdot 9H_2O$, care fiind foarte higroscopic, prezintă la analiză între 9,5—14 molecule de apă.

REZULTATE ŞI DISCUŢII

În cazul descompunerii termice a percloraţilor anhidri, sau hidrataţi, în funcţie de natura cationului, (M^{n+}), produsul de reacţie poate fi clorură :

$$M^{n+}(ClO_4)_n \cdot xH_2O \rightarrow M^{n+}Cl_n + 2nO_2 + xH_2O \qquad (1)$$

oxid, în care starea inițială de oxidare a metalului se menține :

$$M^{n+}(ClO_4)_n \cdot xH_2O \rightarrow \frac{1}{2} M_2^{n+}O_n + \frac{n}{2} Cl_2 + 1{,}75\ nO_2 + xH_2O \qquad (2)$$

sau oxid superior :

$$M^{n+}(ClO_4)_n \cdot xH_2O \rightarrow \frac{1}{2} M_2^{n+1}O_{n+1} + \frac{n}{2} Cl_2 + 1{,}75\,(n-0{,}25)O_2 + xH_2O. \qquad (3)$$

Calculînd entalpiile acestor reacții pentru cazul percloraților de fier, cobalt și nichel la starea de oxidare doi și pentru perclorat feric, a reieșit că, în cazul percloraților bivalenți, reacția (3) este cea mai probabilă, în timp ce, pentru percloratul de fier trivalent, reacția (2) este cea mai probabilă.

Aceste calcule termodinamice s-au verificat întru totul, practic. Într-adevăr, în cazul percloraților bivalenți, a rezultat Fe_2O_3, Co_2O_3 și Ni_2O_3, în timp ce, în cazul percloratului feric, Fe_2O_3. Am corectat pe această cale, afirmația cercetătorului M. M. Markowitz, /13/, care, pe baza criteriului entalpiilor libere, a prevăzut formarea $CoCl_2$ la descompunerea termică a percloratului de cobalt, neluînd în considerare și reacția (3), de formare a unui oxid superior al cobaltului.

De exemplu, în cazul percloratului feros, reacțiile care ar putea avea loc sînt următoarele :

$$Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O \rightarrow FeCl_2 + 4O_2 + 6H_2O\ ; \qquad \Delta H^\circ_{298} = +66{,}7\ \text{Kcal/mol} \qquad (4)$$

$$Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O \rightarrow FeO + Cl_2 + 3{,}5O_2 + 6H_2O\ ; \qquad \Delta H^\circ_{298} = +84{,}4\ \text{Kcal/mol} \qquad (5)$$

$$Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O \rightarrow 1/2Fe_2O_3 + Cl_2 + 3{,}25O_2 + 6H_2O\ ; \qquad \Delta H^\circ_{298} = +50{,}05\ \text{Kcal/mol.} \qquad (6)$$

Se vede clar faptul că reacția (6) este cea mai probabilă din punct de vedere termodinamic.

Aplicînd criteriul entalpiilor libere al lui M. M. Markowitz, obținem :

$$(\Delta G^\circ_{298\ FeCl_2} - \Delta G^\circ_{298\ FeO}) = -72{,}1 - (-58{,}66) = -13{,}44\ \text{Kcal/mol}$$

$$(\Delta G^\circ_{298\ FeCl_2} - 1/2\Delta G^\circ_{298\ Fe_2O_3}) = -72{,}1 - (-177 \cdot 1/2) = +16{,}45\ \text{Kcal/mol.}$$

Rezultă că, dacă luăm în considerare ca posibile numai reacțiile (4) și (5), produsul de reacție ar trebui să fie clorura feroasă ; dacă considerăm și reacția (6), în urma descompunerii termice ar trebui să se formeze Fe_2O_3, care s-a și obținut, de fapt practic.

ANALIZA TERMOGRAVIMETRICĂ ȘI TERMICĂ DIFERENȚIALĂ

Procesele de descompunere termică a percloraților hexahidratați de fier, cobalt și nichel sînt strîns legate de marea lor entalpie de formare : -495_{Fe} ; $-490{,}4_{Co}$, respectiv -490_{Ni} Kcal/mol, astfel că, procesele de descompunere termică, pentru a ajunge la Fe_2O_3, Co_2O_3, respectiv Ni_2O_3, vor fi procese puternic endoterme, care vor caracteriza diferitele etape ale pirolizei : schimbarea de structură, deshidratarea parțială, totală și descompunerea percloratului.

În figura nr. 1 este reprezentată descompunerea termică a $Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$. În jurul temperaturii de 50° are loc o schimbare de structură, marcată de un pic endoterm. Deshidratarea începe în jurul temperaturii de 120 °C și are loc în două etape : în prima etapă se pierd 3 molecule de apă și este marcată de un pic endoterm la 125 °C, iar în a doua etapă, 2 molecule de apă, marcată fiind și ea de un efect endoterm mai pronunțat, la 190 °C. Restul de o moleculă de apă, se pierde odată cu descompunerea percloratului, într-un proces marcat de un pronunțat pic endoterm, la 225 °C. Produsul final este Fe_2O_3.

Descompunerea $Co(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$ este reprezentată în figura nr. 2. Și în acest caz, se constată o schimbare de structură, marcată de un pic endoterm, la 60 °C. Deshidratarea, care începe la 140 °C, are loc într-o singură etapă, cînd se pierd trei molecule de apă, urmată de descompunerea percloratului, odată cu îndepărtarea apei rămase. Această etapă este marcată de o bandă lată endotermă, în intervalul de temperatură de 225°—260 °C. Produsul final este Co_2O_3.

În figura nr. 3 este reprezentată descompunerea termică a $Ni(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$. Curba TG, ca și cea ATD au aluri asemănătoare cu cele corespunzătoare ale cobaltului, prezentînd și o caracteristică suplimentară, aceea a formării unui compus intermediar, probabil o sare bazică, căreia îi corespunde formula $Ni(ClO_4)_2 \cdot NiO$. Descompunerea acestui produs și formarea Ni_2O_3 este marcată de un pic endoterm suplimentar, la 340 °C.

$Fe(ClO_4)_3 \cdot 9H_2O$ se comportă diferit față de perclorații la starea de oxidare doi, în sensul că, fiind o substanță foarte higroscopică, în jurul temperaturii de 70 °C, începe să piardă apa reținută higroscopic, proces marcat de un pic endoterm la 80 °C ; are loc apoi deshidratarea totală și, final, descompunerea percloratului, la 235 °C. Produsul de descompunere este Fe_2O_3.

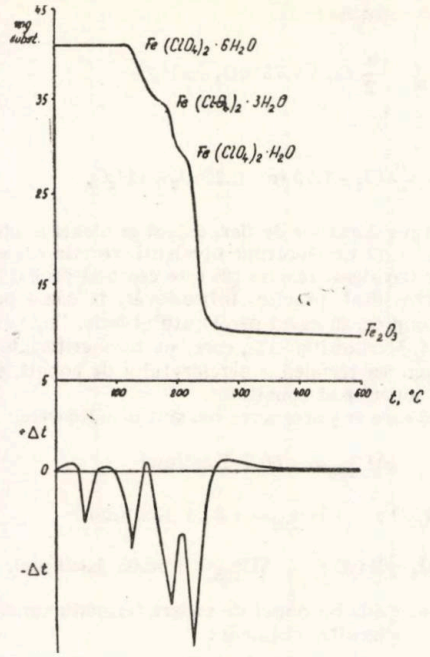


Fig. 1. Curbele TG şi ATD ale $Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$.

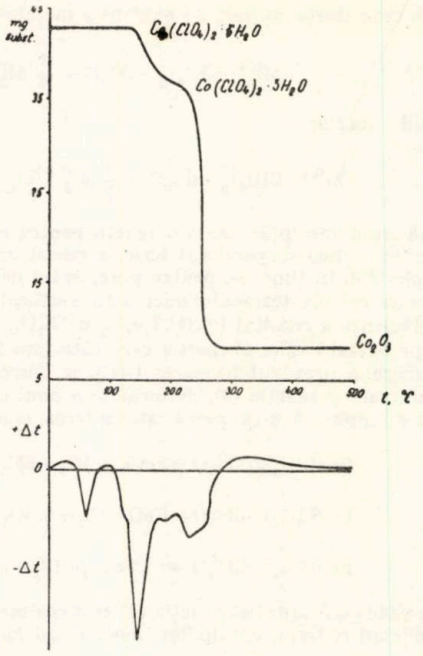


Fig. 2. Curbele TG şi ATD ale $Co(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$.

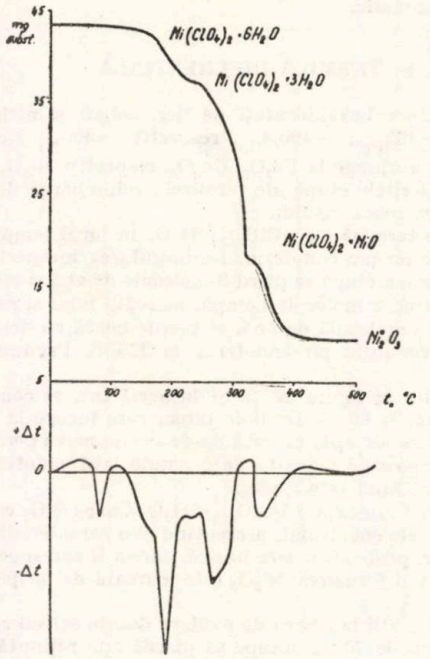


Fig. 3. Curbele TG şi ATD ale $Ni(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$.

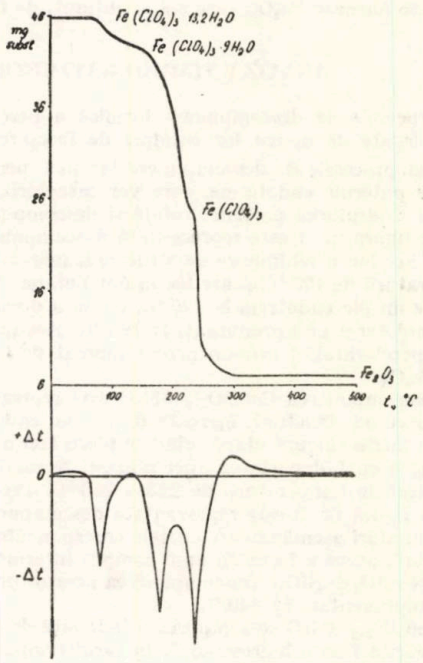


Fig. 4. Curbele TG şi ATD ale $Fe(ClO_4)_3 \cdot 9H_2O$.

ANALIZA GAZELOR DE DESCOMPUNERE

Pentru a putea formula cît mai corect reacţiile de descompunere ale percloraţilor studiaţi, respectiv pentru a preciza mecanismul lor, s-au analizat gazele rezultate din reacţie prin absorbţia lor în NaOH 0,1 n şi titrarea *p*H-metrică a soluţiilor obţinute, cu HCl 0,1 n.

În funcţie de natura gazului rezultat, adică Cl_2, Cl_2O sau ClO_2, reacţiile care ar trebui să aibă loc cu soluţia de NaOH ar fi următoarele :

$$Cl_2 + 2NaOH \rightarrow NaCl + NaOCl + H_2O \quad (7)$$

$$Cl_2O + 2NaOH \rightarrow 2NaOCl + H_2O \quad (8)$$

$$2ClO_2 + 2NaOH \rightarrow NaClO_2 + NaClO_3 + H_2O \quad (9)$$

În figura nr. 5 sînt reprezentate curbele titrărilor *p*H-metrice pentru cele trei cazuri posibile .

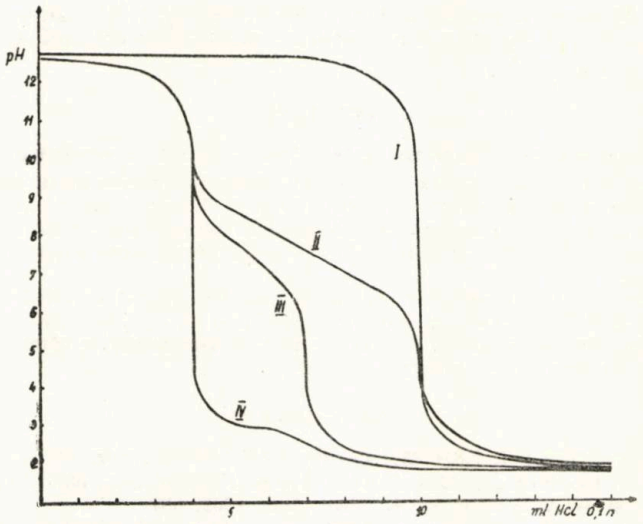


Fig. 5. Curbele de titrare *p*H-metrică, teoretice : cuHCl 0,1 m, a; I — 10 ml NaOH 0,1 m; II — 10 ml NaOH 0,1 m + +0,3 mmol Cl_2O; III — 10 ml NaOH 0,1 m+0,3 mmol Cl_2; IV — 10 mlNaOH 0,1 m+0,6 mmol ClO_2.

În cazul descompunerii percloraţilor studiaţi de noi, în urma absorbţiei gazelor de reacţie în NaOH 0,1 n şi titrarea *p*H-metrică a soluţiilor obţinute cu HCl 0,1 n, întotdeauna curbele obţinute au avut alura curbei III din figura nr. 5, adică soluţiile conţin un amestec de NaOH în exces, NaClO şi NaCl în cantităţi echivalente.

Existenţa amestecului echimolecular de clorură şi hipoclorit de sodiu, duce la concluzia că reacţiile de descompunere ale percloraţilor la starea de oxidare doi, respectiv a percloratului feric, se pot formula astfel :

$$2M(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O \rightarrow M_2O_3 + 2Cl_2 + 6{,}5O_2 + 12H_2O \quad (10)$$

$$2M(ClO_4)_3 \cdot 9H_2O \rightarrow M_2O_3 + 3Cl_2 + 10{,}5O_2 + 9H_2O \quad (11)$$

În sprijinul acestui mecanism vine şi faptul că, atît ClO_2 cît şi Cl_2O au entalpii libere de formare pozitive, atît la temperatura ordinară, cît şi la temperaturi ridicate.

ANALIZA RADIOCRISTALOGRAFICĂ

Sstructura cristalină a percloraţilor de fier, cobalt şi nichel a fost pusă în evidenţă prin metoda Debye-Scherrer, utilizînd un difractometru cu înregistrare automată. Diagramele obţinute au arătat pentru percloraţii de fier, cobalt şi nichel, la starea de oxidare doi, o structură identică, în timp ce percloratul de fier (III) are o altă structură. În tabelul de mai jos sînt date distanţele dintre planele reticulare (d), în $\sqrt{A}$ şi intensităţile relative ale fiecărei linii obţinute pentru percloraţii de Fe^{+2}, Co^{+2} şi Ni^{+2}.

Nr. crt.	$Fe(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$		$Co(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$		$Ni(ClO_4)_2 \cdot 6H_2O$	
	d (Å)	I/I_0	d (Å)	I/I_0	d (Å)	I/I_0
1	4,1744	95	4,1296	70	4,1106	100
2	3,9310	100	3,8970	100	3,8802	86
3	2,8583	60	2,8289	34	2,8174	77
4	2,2666	22	—	—	2,2794	20
5	2,0878	15	2,0832	24	—	—
6	2,0298	12	—	—	2,0503	15
7	1,8363	35	1,7398	21	1,8124	32
8	1,6371	20	—	—	—	—

Din studiul diagramelor perclorațiilor de Fe^{+2}, Co^{+2} și Ni^{+2} rezultă că ei cristalizează în sistemul hexagonal, iar pentru percloratul de nichel s-au determinat și parametrii rețelei : a=15,46 Å și C=5,17 Å .

CONCLUZII

Ca rezultat al cercetărilor intreprinse, putem face următoarele observații :

— Metoda de calcul propusă de M.M. Markowitz pentru prevederea produșilor de descompunere termică a percloraților, bazată pe diferența dintre entalpiile libere de formare ale clorurilor și oxizilor metalelor respective, nu se aplică în cazul în care are loc, concomitent, schimbarea stării de oxidare a metalului respectiv. În acest caz, trebuie luată în considerare entalpia liberă de formare a oxidului la valența superioară.

— Din reacțiile de descompunere ale percloraților de fier, cobalt și nichel se obțin, ca produși finali, Fe_2O_3, Co_2O_3 și Ni_2O_3, gazele rezultate conținînd Cl_2 și nu ClO_2 sau Cl_2O.

— La descompunerea percloratului de nichel rezultă o sare bazică, a cărei structură și proprietăți constituie obiectul unui studiu ulterior.

BIBLIOGRAFIE

1. B. T. Lamborn, U.S.Pat. 2.816.887, 17. dec. 1957 ; *Chem. Abstr.*, **52**, 6.792 (1958).
2. P. Jones, R. Kitching și M. L. Tobe, *Trans. Faraday Soc.*, **55**, 79 (1959)
3. T. A. Cooper și W. A. Waters, *J. Chem. Soc.*, **1967**, 687.
4. K. Kasaku, Jap. Pat, 6.818.151, aug. 1968 ; *Chem. Abstr.*, *70*, 29.606 (1969).
5. B. M. Mandal, U. S. Nandi și S. R. Polit., *J. Polym. Sci.*, **1970**, 67
6. Mistubisci, Fr. Pat, 1.559.871, 14 mar. 1969 ; *Chem. Abstr.*, **71**, 82.398 (1969).
7. T. Yamawaki și M. Usami, Jap. Pat., 7.117.134, 12 mai 1971 ; *Chem. Abstr.*, **75**, 110.905 (1971).
8. M. M. Markowitz, *J. Phys. Chem.*, **61**, 505 (1957).
9. M. M. Markowitz, *J. Phys. Chem.*, **62**, 827 (1958).
10. M. M. Markowitz, și R. F. Harris, *J. Phys. Chem.*, **63**, 1519 (1959).
11. M. M. Markowitz, D. A. Borgta și R. F. Harris, *J. Phys. Chem.*, **65**, 261, (1961).
12. M. M. Markowitz și D. A. Borgta, *J. Phys. Chem.*, **26**, 1424 (1961).
13. M. M. Markowitz, *J. Inorg. Nucl. Chem.*, **25**, 407 (1963).
14. M. M. Belkova și L. A. Alekseenko, *J. Neorg. Him.*, **10**, 1374 (1965).
15. M. M. Belkova, L. A. Alekseenko și V. V. Serebrenikov, *Tr. Tomsk. Gos. Univ.* **185**, 146 (1965).
16. M.M. Belkova, L. A. Alekseenko și V. V. Serebrenikov, *J. Fiz. Him.*, **40**, 2546 (966).
17. A. A. Zinviev și V. I. Naumova, *J. Neorg. Him.*, **4**, 1009 (1959).

CONTRIBUTIONS A L'ETUDE DE LA THERMODÉCOMPOSITION DES PERCHLORATES METALIQUES

I. LA THERMODECOMPOSITION DES PERCHLORATES DE FER, COBALT ET NICHEL

RÉSUMÉ

La thermodécomposition des perchlorates de fer, cobalt et nichel a été ètudiée par thermogravimetrie et analyse thermique differentielle. Les gaz émis pendant la décomposition ont été analisés potentiometriquement aprés leurs absorbtion dans une solution de soude.

Les résultats obtenus montrent que les décompositions conduissent aux oxides á l'état d'oxidation supérieure et que les gaz ne contiennent pas des oxides de chlor, mais seulement du chlor.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

DERIVAŢI ACILICI AI BIURETULUI. IX. — NOI DATE PRIVIND UNELE PROPRIETĂŢI FIZICE DIN SERIA 1,5-DIALCANOIL-BIUREŢILOR SIMETRICI

DE

G. OSTROGOVICH, ELENA CATALINA

1. Solubilitatea alcanoil-biureţilor (aspecte cantitative).

Avînd la dispoziţie un aparat deosebit de practic, imaginat şi construit de A. Nemeş[1] pentru determinări cantitative ale substanţelor solide în lichide, la diverse temperaturi, printr-o metodă sintetică, s-a considerat util ca — în afara datelor calitative privind solubilitatea în diverşi solvenţi — să se obţină şi informaţii de ordin cantitativ asupra solubilităţii acil-biureţilor nou sintetizaţi în H_2O şi EtOH (resp. MeOH), care s-au arătat a fi solvenţii cei mai convenabili pentru purificarea acestor compuşi prin recristalizare.

În prealabil s-au efectuat în mod mai puţin exact, prin metoda analitică[2,3] determinări de solubilitate în cei doi solvenţi de mai sus, la temperatura ordinară şi la fierbere.

Metoda sintetică. Principiul metodei constă în determinarea temperaturii la care dispare faza solidă din sistemul binar sintetic, alcătuit cu cantităţi cunoscute din cele două componente. Aparatul permite a determina concomitent o serie de puncte ale unei curbe de solubilitate şi deci construirea relativ rapidă a acestei curbe pe baza unor date cu o precizie de ordinul 10^{-2} g subst./100 g soluţie, temperaturile fiind măsurate cu o precizie de 0,1 °C.

În tabelele (1÷6) sînt redate solubilităţile determinate prin această metodă.

Tabele

Tabelele de solubilităţi (% g) ale cîtorva 1,5-dialcaneil-biureţi în EtOH 96% p.a. la diverse temperaturi, determinate după metoda sintetică

1. Dipropionil-biuret		2. Di-n-butiril-biuret		3. Di-n-valeril-biuret		4. Di-isovaleril-biuet		5. Di-n-capronil-biuret		6. Di-n-caprilil-biuret	
t° C	s% g	t° C	s% g	t° C	s% g	t° C	s% g	t° C	s% s	t° C	s% g
45,7	11,42	39,9	10,83	36,25	7,32	34,8	16,89	23,0	1,42	46,7	1,21
45,0	11,90	40,75	11,04	42,8	10,27	39,0	20,95	28,7	1,69	60,3	3,77
57,6	20,98	48,1	14,58	47,2	12,85	44,0	26,12	36,0	2.91	68,5	7,74
62,4	25,50	48,1	15,65	54,25	19,71	54,5	37,76	36,9	3,18	73,2	11,02
66,5	30,58	53,2	21,41	59,0	25,13	58,9	44,64	50,25	7.77	77,3	16,35
69,0	34,61	54,0	19,98	61,2	28,32	64,0	53,29	51,1	7,80	79,5	20,68
72,0	38,40	59,25	26,88	65,9	34,71	66,75	56,01	55,5	10,86	82,2	25,41
74,9	42,51	61,2	28,63	67,0	36,81			56,75	11,51	83,5	28,49
76,1	44,26	65,1	31,25	68,58	38,54			69,5	24,51	85,2	32,98
		65,75	33,59					69,75	26,18	87,0	37,07
		67,33	36,18					72,25	29,86		
		68,8	37,95					77,03	38,27		
		70,7	40,16								
		73,8	44,64								

Observaţie : La curbele 2—5 s-au luat valorile medii ale temperaturilor citite. La curbele 1 şi 6 s-au luat valorile maxime, deoarece prezentau o scădere continuă, iar în soluţiile mumă s-a constatat (cromatografic) prezenţa produselor de solvoliză (monoacil-derivatul şi încă doi compuşi neindentificaţi).

În figurile 1 şi 2 sînt trecute curbele de solubilitate în EtOH , construite pe baza tabelelor 1÷6.

Înaintea determinărilor de solubilitate, substanţele respective au fost supuse şi unui control riguros al purităţii, prin metoda cromatografiei în strat subţire pe silicagel.

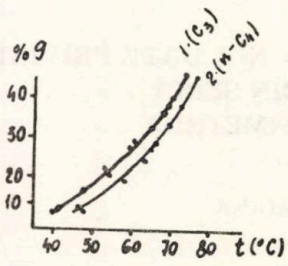


Fig. 1. Curbe de solubilitate în EtOH ale unor 1,5-dialcanoil-biureţi simetrici (termeni C_3, n-C_4).

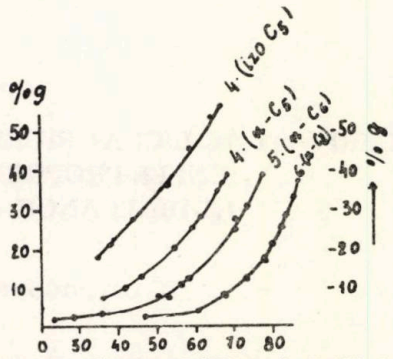


Fig. 2. Curbe de solubilitate în EtOH ale unor 1,5-dialcanoil-biureţi simetrici (termenii izo-C_5, n-C_5, n-C_6, n-C_8).

2. Punctele de topire şi variaţia lor în seria dialcanoil-biureţilor simetrici $(C_nH_{2\,n+1}O)_2C_2H_3O_2N_3$ Combinaţia moleculară.

Fiind actualmente cunoscuţi toţi termenii cu catenă normală a seriei alcanoil-biureţilor de la n= =1÷6 precum şi termenii cu n=8 şi n=18, s-au reluat determinările cu un microscop Boetius pentru a sesiza modul cum variază punctele de topire de-a lungul seriei.

După cum s-a relevat în notele anterioare[2, 3] şi reiese din fig. 3, această variaţie prezintă fenomenul alternanţei între termenii cu n, par şi impar, alternanţă ce caracterizează în mod notoriu diverse alte serii homologe şi printre ele, însăşi seria acizilor graşi de la care derivă aceste combinaţii.

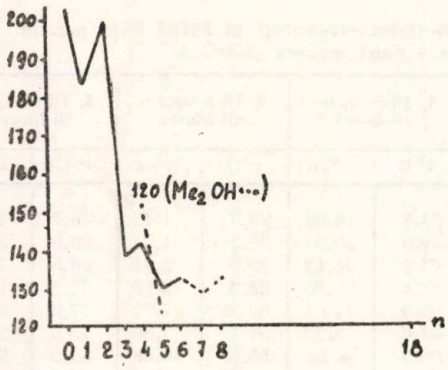


Fig. 3. Variaţia punctelor de topire în seria 1,5-dialcanoil-biureţilor simetrici (termenii C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6, C_8 şi C_{18}).

Pe baza diagramei din fig. 3 devine astfel posibil a prevedea, cu bună aproximaţie, punctele de topire ale termenilor medii şi superiori, încă necunoscuţi.

Demn de remarcă că, o alternanţă similară pare a se schiţa şi în seria izomerilor de catenă, cel puţin în cazul celor cu o singură ramificaţie metilică terminală (v. termenii izo-C_4 şi izo-C_5, de asemenea sintetizaţi de noi).

Combinaţie moleculară Buret/1,5-Dialcanili-o biuret s-a arătat a fi limitată în această serie exclusiv la termenii cu $3 \leqslant n \leqslant 6$ (eventual 7, poate condiţionat şi de structura ramificată a catenei).

De remarcat este că în cazul 1,5-diacetil— şi 1,5-dicaprilil-biuretului nu sînt realizabile condiţiile în care astfel de combinaţii se pot separa din soluţia celor două componente.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Nemeş, Rezumatele lucrărilor comunicate la Conferinţa a III-a Rep. de Chimie, Timişoara, 27—30 iunie 1966, p. 226.
2. G. Ostrogovich, Elena Catalina, 1. Studii şi Cerc. St. Chim. Acad. RPR, Baza Timişoara, **8**, fasc. 1—2, 41 (1961); C.A. **57** 12314 a, b (1962),
3. G. Otrogovich, Elena Catalina, II., Studii şi Cerc. St. Chim. Acad. RPR, Baza Timişoara, **8**, fasc. 3—4, 239 (1961); C. A. **57**, 13603 e (1962).

ACYLDERIVATE DES BIURETS. IX.-NEUE ERGEBNISSE ÜBER EINIGE PHYSIKALISCHEN EINGENSCHAFTEN DER SYMMETRISCHEN 1,5-DIALCANOYL-BIURETEN.

ZUSAMMENFASSUNG

Es werden Daten über die Löslichkeit der Acylbiuretderivate in Wasser und niederen Alkoholen gegeben, die durch eine synthetische Methode bestimmt werden. Ausserden werden die Schmelzpunkte mit einem Boetius Heiztischmikroskop neu bestimmt, um die Art der Veränderung derselben, der ganzen Reihe entlang wahrzunehmen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

STUDII ÎN DOMENIUL REACŢIEI BIURETICE. XII. NOI COMBINAŢII COMLEXE DE NICHEL (II) ALE ACIDULUI CIANURIC

DE

GEORGE OSTROGOVICH, MARIA NUŢIU

În continuarea cercetărilor noastre privind chimia coordinativă a acidului cianuric /1/ am urmărit comportarea acestui ligand în reacţiile de formare a unor combinaţii complexe anionice ale căror compoziţii şi structuri sînt puternic influenţate nu numai de cationul metalului tranziţional, ci şi de natura cationului alcalin. Despre sărurile, simple sau complexe, ale acidului cianuric cu nichel (II) există destul de puţine date în literatură /2—7/.

În tabelul 1 sînt prezentate combinaţiile complexe obţinute de noi şi care constituie obiectul prezentei lucrări.

Tabelul 1

Nr.	Compusul	Culoare
1.	$Li_2Ni(C_3HN_3O_3)_2(H_2O)_3$	verde deschis
2.	$Li_2Ni(C_3HN_3O_3)_2$	galben—bej
3.	$Na_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4(H_2O)_6$	verde deschis
4.	$Na_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4$	galben—bej
5.	$K_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4(H_2O)_5$	verde deschis
6.	$K_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4$	roşu
7.	$Ni(C_3H_2N_3O_3)_2(H_2O)$*)	verde deschis
8.	$Ni(C_3H_2N_3O_3)_2$	galben auriu

Rezultate şi discuţii

În Fig. 1—3 sînt redate derivatogramele combinaţiilor complexe hidratate ale acidului cianuric cu nichel. Sarea de sodiu (3) începe să elimine apa la 60 °C, dar pînă la 150 °C eliminarea se face cu viteză foarte mică (Fig. 1). Între 150—200 °C procesul are loc cu viteză relativ mare şi este marcat clar atît pe curba pierderii de greutate TG, respectiv DTG, cît şi pe curba termodiferenţială DTA, care indică un proces endoterm. Sarea de potasiu (5) se comportă în mod diferit (Fig. 2) : ea începe să elimine apă abia la 220 °C, eliminarea avînd loc tot într-o singură etapă. Procesul este terminat la 290 °C, produsul anhidru fiind stabil pînă la 320 °C.

Comparînd aceste procese de eliminare a apei cu reacţiile de anhidrificare ale complecşilor analogli ai cuprului /8/ se constată următoarele : în sărurile de sodiu ale ambilor anioni complecşi, de cupru şi nichel, apa este legată foarte strîns ; eliminarea ei are loc în ambele cazuri în aceleaşi intervale de temperatură. Sărurile de potasiu se comportă însă diferit din acest punct de vedere : în timp ce complexul cupri-potasic elimină cele şase molecule de apă în şase etape succesive /8/, în intervalul larg de temperatură de 50—320 °C, complexul nichel-potasic elimină toate cele cinci molecule de apă într-o singură etapă, între 220—290 °C.

Cianuratul de nichel hexahidrat (7) elimină apa în două etape (Fig. 3) : între 65—138 °C se îndepărtează, după cum arată calculul, primele trei molecule, iar între 136—159 °C următoarele trei.

Spectrele de absorbţie în ultraviolet şi vizibil ale complecşilor de nichel se caracterizează prin benzi relativ largi şi de intensitate mică. Maximele acestor benzi sînt cuprinse în tabelul 2. În aceste spectre ca şi în cele ale complecşilor de cupru /9/ banda acidului cianuric de la 205 nm nu mai apare, probabil datorită unei deplasări hipsocrome ce o scoate din domeniul înregistrabil. Dar spre deosebire de complecşii de cupru, banda de la 220 nm a acidului cianuric rămîne aproape neschimbată. Culoarea verde a complecşilor sugerează că moleculele de apă sînt, cel puţin parţial, coordinate la ionul de nichel, realizîndu-se de fapt acvo complecşi. Pe baza absorbţiilor în vizibil se poate presupune (10) o structură octaedrică pentru complecşii de nichel ce conţin apă şi una plan patrată pentru anhidrii

*) Acest compus a fost obţinut şi de R.M. Taylor, pe altă cale /6/.

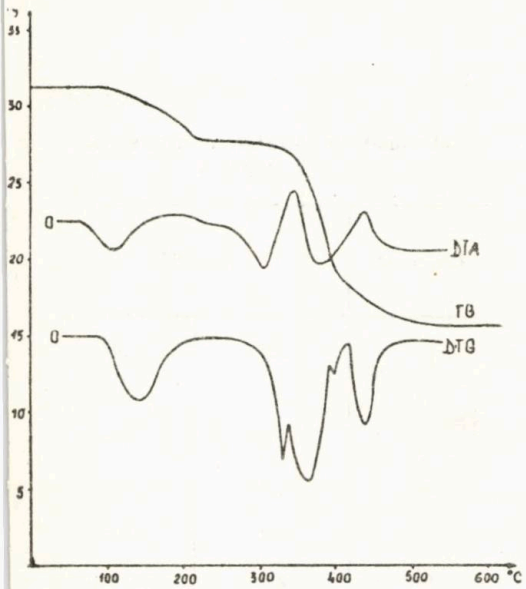


Fig. 1. Derivatograma complexului $Na_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4(H_2O)_6$

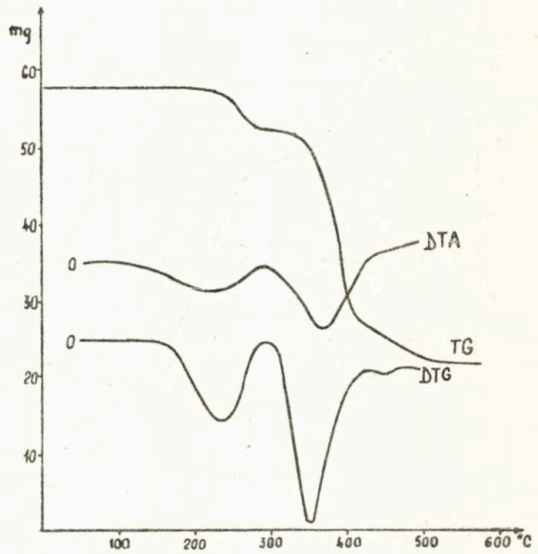
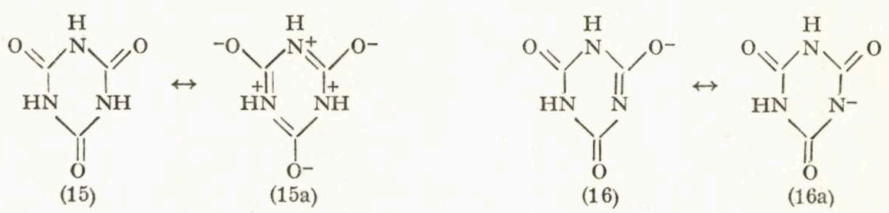


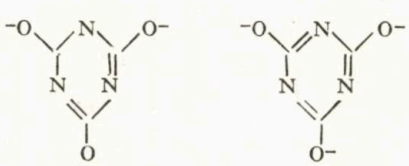
Fig. 2. Derivatograma complexului $K_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4(H_2O)_5$.

corespunzători. În toate aceste combinaţii este foarte probabilă asocierea moleculelor prin legături de hidrogen ca şi în acidul cianuric liber /5/. În sărurile anhidride (2) şi (8) trebuie admisă şi o asociere prin legături coordinative, respectiv structuri polimere.

Avînd în vedere structura acidului cianuric, trilactamică în stare solidă /18, 19, 20/ (formula 15), la care poate contribui şi o formulă amfiionică (15 a) /24/, ca şi a anionilor pe care îi formează în soluţie în funcţie de pH, /5/, ne putem aştepta la o coordinare cu ionul metalic atît printr-un atom de oxigen, cît şi printr-unul de azot. În ambele cazuri este posibilă adoptarea unei structuri tri- sau dicarbonilice, mai puţin probabil monocarbonilice sau trihidroxilice, avînd în vedere că *p*H-ul /5/ la care se formează combinaţiile descrise este în jur de 7. Anionii pe care îi poate forma acidul cianuric în sărurile sale /5/ pot fi reprezentaţi prin formulele 16—18.



(15) (15a) (16) (16a)



(17) (18)

De asemenea este posibilă realizarea unor complecşi mono- sau polinucleari, cu implicarea unuia, a doi sau respectiv a trei atomi donori de la aceeaşi moleculă de ligand cianuric.

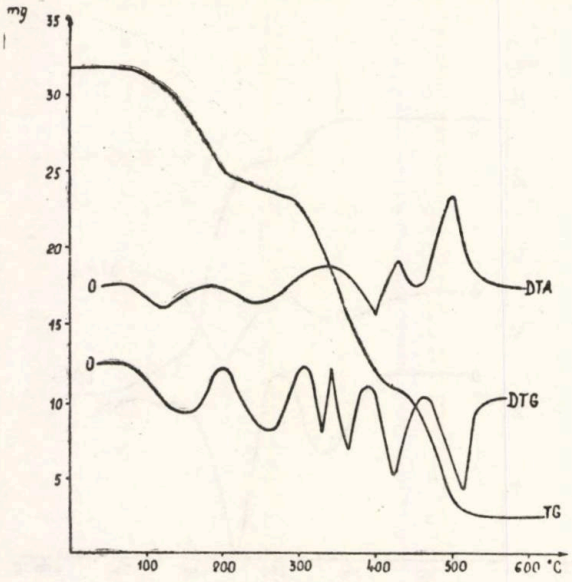


Fig. 3. Derivatograma complexului $Ni(C_3H_2N_3O_3)_2(H_2O)_6$.

Tabelul 2

Maximele de absorbţie în ultraviolet şi vizibil

Compusul	λ_{max}(nm)	
(1)	225	390
(2)	210	410
(3)	213	395
(4)	218	400
(5)	220	395
(6)	220	430; 550

În spectrele de absorbţie în IR ale complecşilor de nichel se constată, ca şi în cazul celor de cupru /25/, o deplasare a frecvenţei grupării amidice (νN—H) spre valori mai mari faţă de acidul liber [20], ceea ce denotă existenţa unor asociaţii simple.

Comparînd spectrele combinaţiilor complexe anionice (1)—(6) (Tabelul 3) se constată că în domeniul prismei de NaCl acestea se aseamănă mult cu cele ale cianuraţilor simpli (7) şi (8). La toţi

Tabelul 3

Spectrele de absorbţie în infraroşu

Compuşi						Atribuiri
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	
		3 560— 3 580 ml				ν(OH) (H_2O reţea)
				3 460 — 3 480 s		ν(OH) (H_2O asoc.)
	3 070 — 3 100 ml					
				3 270 — 3 290 m		ν(N—H)
1 730 i	1 735 i	1 735 i	1 730 i	1 730 i	1 730 i	ν(C=O)
1 730 i	1 705 i	1 700 — 1 710 i	1 700 i	1 700 i	1 705 i	
1 630 i	1 620 — 1 630 i	1 630 i	1 630 i	1 630 i	1 620 — 1 640 i	ν(C=O)+ ν(C=N)
1 400 i	1 400 i	1 400 i	1 400 i	1 400 i	1 395 i	vibr. inel
1 090 s	1 055 s	1 090 s	1 060 fs			ν(C—O)
840 m		840 m		840 m		H_2O coord.
790 i	790 m	790 i	790 m	795 o	790 i	δ(C=O)
560 i	560 m	560 m	560 m	560 i	560 i	def. inel
	535 m	530 — 540 m	530 — 540 us		530 — 540 um	ν(Ni—N)
475 s	460 — 470 s	460 — 470 s		470 s		ν(Ni—N)

hidrații se înregistrează sub formă de benzi de intensitate medie absorbția caracteristică apei legate coordinativ în jurul valorii de 830 cm^{-1}. Se remarcă faptul că vibrația caracteristică legăturii metal-azot (M—N), atribuită și în alte studii /26, 27/ asupra structurii unor complecși de nichel se înregistrează în toți complecșii noștri hidratați în jurul valorii de 475 cm^{-1}, în timp ce în combinațiile anhidre această absorbție se deplasează spre valori mai mari, anume la 530—31 cm^{-1}. Această valoare s-ar putea explica printr-un grad de covalență mai ridicat al legăturii M—N în copușii anhidri. Constanta de forță a legăturii Ni—N corespunde astfel cu cea citată în literatură /26, 27/ pentru combinațiile comparabile ($1 \ldots 2 \times 10^5$ dyn/cm).

În ceea ce privește structura ligandului cianuric, considerăm că în combinațiile (1) și (2), care conțin cîte doi echivalenți de acid cianuric și în ale căror spectre în IR se înregistrează, deși slab, frecvența de vibrație a legăturii C—O, acidul cianuric adoptă structuri dicarbonilice. În restul combinațiilor (tetracianurați), în ale căror spectre nu apar decît benzi caracteristice grupei carbonil, ligandul are structură tricarbonilică. În toate cazurile ionul central este legat de ligand prin atomi de azot.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

În principiu, toți cianurații complecși anionici de nichel au fost obținuți prin tratarea cianuratului alcalin corespunzător, în soluție apoasă, cu o sare de nichel în raporturi molare de 4 : 1. Se impune însă respectarea unor condiții destul de riguroase de *p*H, diluție, temperatură, pentru a evita formarea de amestecuri de produse cu compoziții foarte diverse. În cele ce urmează sînt prezentate rețetele după care am obținut compușii descriși în stare pură.

(1) $Li_2Ni(C_3HN_3O_3)_2(H_2O)_3$: Cantități echimoleculare de acid cianuric (2 g) și $LiOH \cdot H_2O$ (0,49 g) se solvă într-o cantitate minimă de apă fierbinte (200 ml) și după răcire la 30 °C și aducerea *p*H-ului la valoarea 7 (cu acid acetic dil.), se adaugă cantitatea corespunzătoare raportului molar indicat $Ni(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$ (1,12 g) dizolvat în cît mai puțină apă. Se lasă pînă a doua zi pentru a cristaliza compusul sub formă de plăcuțe prismatice transparente.

Date analitice :		% acid cianuric	% nichel	% apă
	calc.	66,75	17,51	14,18
	găsit	66,4	17,2	14,0

Anhidrul corespunzător (2) se obține ușor din (1) la 120 °C.

(3) $Na_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4(H_2O)_6$: Într-un amestec fierbinte de etanol (200 ml) și apă (50 ml) se solvă acid cianuric (0,5 g) și NaOH (0,15 g). Cînd soluția a ajuns la 50 °C (nu se recomandă răcirea sub jet de apă sau agitare pentru a nu cristaliza cianuratul de sodiu) se adaugă $NiSO_4 \cdot 7H_2O$ (0,27 g) dizolvat încît mai puțină apă. Cristalizarea are loc în cîteva ore.

Date analitice :		%acid cianuric	% nichel	%apă
	calc.	70,66	8,09	14,89
	găsit	69,9	8,0	14,8

Anhidrul (4) s-a obținut din (3) prin încălzire timp de cca 15 ore la 160 °C.

(5) $K_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4)H_2O)$: O soluție de cianurat de potasiu obținută din 2 g acid cianuric și 0,87 g KOH dizolvat în 800 ml apă fierbinte, se aduce la 35 °C și *p*H- 7—7,5 și se tratează cu o soluție conc. ce conține 1,12 g $Ni(NO_3)_2 \cdot 6H_2O$. La răcire se depun cristale de culoare verde deschisă, sub formă de prisme alungite.

Date analitice :		% acid cianuric	% nichel	% apă
	calc.	69,30	7,94	12,17
	găsit	69,6	7,5	12,1

(6) $K_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4$: Ca și analogul său cupric [8], acest compus se formează foarte greu din hidratul său (5), fiind necesară o temperatură de anhidrificare de minimum 180—90° și un timp de 15—20 ore. Acest compus se deosebește de analogul lui cu sodiu (4) atît prin condițiile de formare, cît și prin culoarea roșie, asemănîndu-se însă din ambele puncte de vedere cu tetracianurocupratul dipotasic /8/.

(7) $Ni(C_3H_2N_3O_3)_2(H_2O)_6$: În numeroasele încercări de obținere a cianuraților complecși de nichel descriși mai sus, produsule obținute erau adesea mai mult sau mai puțin impurificate cu o sare ce avea un conținut de apă cu mult peste cel așteptat. În literatură era descrisă [2] sarea $Ni(C_3H_2N_3O_3)_2(H_2O)_8$, obținută în alt mod. La încercarea de a reproduce detale din literatură am izolat hexahidratul (7), identic cu cel descris de Taylor /6/, tot în încercarea de a reproduce datele anterioare [2]. În stare pură, acest compus se obține însă mai convenabil în felul următor : unei soluții de cianurat de litiu sau de sodiu avînd *p*H-ul în jur de 8 (dar nu peste) i se adaugă la cald (cca 40 °C) o sare de nichel (acetat, azotat sau sulfat) în raport molar 3 : 1. Se agită pînă la răcire și se separă cristale verzi, strălucitoare de cianurat de nichel hexahidrat.

Din acest compus se elimină apa în decurs de cca 3 ore la 160 °C, formîndu-se anhidrul (8).

Date analitice :	% acid cianuric	% nichel	%apă
calc.	60,38	7,93	25,66
găsit	60,0	7,8	25,7

Analiza termogavimetrică și termodiferențială a fost efectuată cu un derivatograf de tip GYEM 675, cu înregistrare fotografică simultană pentru toate curbele. S-a lucrat cu o viteză de încălzire de 10 °C/min., în atmosferă obișnuită.

Spectrele de absorbție în ultraviolet și vizibil au fost înregistrare calitativ, sub formă de pastile transparente în KBr, folosind un spectrufotometru Pye Unicam SP 8 000. Spectrele în infraroșu au fost efectuate cu un spectrofometru UR 10 Carl Zeiss Jena dublu fascicol.

CONCLUZII

Realizarea unei noi serii de combinații complexe ale acidului cianuric cu ionul nichel (II) contribuie la elucidarea dependenței proprietății acestui ligand, ca și altor compuși cu structură imidică, de a forma complecși de tip biuretic, de natura ionului metalic tranzițional pe de o parte, și de natura partenerului bazic pe de alta. La aceste combinații coordinative, spre deosebire de cele ale ionului cupric cu același ligand, moleculele de apă nu contribuie la realizarea tipului biuretic în nici unul dintre hidrați.

BIBLIOGRAFIE

1. Nota XI, în Rev. Roumanie Chim., sub tipar.
2. A. Claus și O. Putensen, J. prakt. Chem., **38**, 208 (1888).
3. A. Benrath, Z. anorg. Chem., **151**, 31 (1926).
4. P. Pascal și R. Lecuir, C.R. hebd. Séances Acad. Sci., **190**, 784 (1930).
5. E. M. Smolin și L. Rapoport, „S-Triazines and Derivatives", Interscience Publishers Inc., New York, London, 1959, p. 38—43.
6. R. M. Taylor, Z. anorg, allg. Chem., **390**, 85 (1972).
7. A. E. Beezer și J. C. Chudy, Thermochimia Acta, **6**, 231 (1973).
8. G. Ostroghovich și M. Nuțiu, Rev. Roumanie Chim., **16**, 1 473 (1971).
9. M. Nuțiu, F. Marx, V. Cristea și G. Ostrogovich, Bul. St. Tehnic, Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timișoara, seria Chimie, **18**, 131 (1973).
10. F. A. Cotton și G. Willkinson, „Advanced Inorganic Chemistry", Interscience Publishers, John Wiley and Sons, New York, London, Sydney, ediția a 2-a, 1966, p. 893—902.
11. A. Sacco și M. Freni, Gazz Chim. Ital., **89**, 1800 (1959).
12. P. L. Orioli, M. Di Varia și L. Saccini, Chem. Comm., **1965**, 103
13. L. Sacconi, P. L. Orioli și M. Di Varia, J, Amer. Chem. Soc., **87**, 2059 (1965).
14. A. B. Blake și F. A. Cotton, Inorg. Chem., **3**, 5 (1964).
15. F. A. Cotton și G. Willkinson, „Aavanced Inorganic Chemistry", Interscience Publishers, John Wiley and Sons, New York, London, Sydney, ediția a 2-a , 1966. p. 869— 873.
16. A. Hantzsch, Z. anorg. Chem., **209**, 218 (1932).

17. E. H. Wiebenga şi N. F. Moerman, Z. Krist, **99**, 217 (1938).
18. E. Hughes, J. Amer. Chem. Soc., **63**, 1750 (1941).
19. E. H. Wiebenga, J. Amer. Chem. Soc., **74**, 61 56 (1952).
20. R. Newmann şi R. M. Badger, J. Amer. Chem. Soc., **74**, 3545 (1952).
21. Y. Matsunaga şi S. Morita, Bull. Chem. Soc. Japan. **31**, 644 (1958).
22. G. C. Verschoor şi E. Keulen, Acta. Cryst., **B 27**, 134 (1971).
23. P. Coppens şi A. Vos, Acta Cryst., **B** 27, 146 (1971).
24. J. Maruha, J. Chem. Soc. Japan, Pure Chem. Sect., **71**, 627 (1950). Chem. Abstr. *45*, 9067 (1951).
25. G. Ostrogovich, M. Nuţiu şi R. Nuţiu, Rev. Roumaine Chim, *22*, 705 (1977)
26. K. Nakamoto, „Infrared Spectra of Inorganic and Coordination „Compounds", J. Wiley and Sons, Inc., New York—London, 1963, p. 146.
27. P. X. Armendarez şi R. Nakamoto, Inorg. Chem., **5**, 769 (1966).

STUDIES OF THE BIURET REACTION XII. NEW NICKEL (II) COMPLEXES OF THE CYANURIC ACID.

SUMMARY

The following nickel (II) complexes of cyanuric acid have been studied : $Li_2Ni(C_3HN_3O_3)_2(H_2O)_3$, $Li_2Ni(C_3HN_3O_3)_2$, $M_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4(H_2O)_n$, $M_2Ni(C_3H_2N_3O_3)_4$ (M are Na and K), $Ni(C_3H_2N_3O_3)_2(H_2O)_6$ and Ni $(C_3H_2N_3O_3)_2$. It is estabilised that in all cases the cyanuric ligand donor atoms are nitrogen atoms, but hydrated compounds are aquo-complexes too.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

RECTIFICAREA AMESTECULUI TERNAR CLORBENZEN — FENOL — DIFENILETER

DE

Z. GROPŞIANU, MINODORA MEDELEANU, D. KOHN, M. MORARU

În cadrul tehnologiei de obţinere a difenileterului, rezultă un amestec ternar de clorbenzen — fenol — difenileter [1]. Separarea acestui amestec se poate realiza fie printr-o succesiune de extracţii urmată de o distilare simplă, fie printr-un proces de rectificare.

În lucrare se prezintă metodica de calcul al procesului de separare prin rectificare în cazul acestui sistem ternar, pentru care nu se semnalează date în literatură.

Se ştie că în cazul amestecurilor binare există relaţii univoce între diverşii parametrii ai procesului, redate prin curba de echilibru $t-x$, y la o presiune totală dată. La amestecurile ternare, curba $y=f(x)$ nu mai este o funcţie unică a sistemului. Deci distribuţia componenţilor între vîrful şi baza coloanei trebuie să fie astfel precizată, încît să fie satisfăcute concomitent, atît bilanţul de materiale cît şi legile echilibrului de fază.

În acest scop, folosind triunghiul lui Gibbs s-a calculat şi s-a construit graficul ternar pentru amestecul dat, incluzînd izotermele lichid-vapori, liniile de lucru şi numărul de trepte teoretice.

Izotermele de lichid şi vapori s-au calculat cu relaţiile lui Raoult şi Dalton [2, 3], pentru presiunea de 760 mm Hg şi interval de temperaturi 140—240 °C, luate din 10 în 10 grade,

$$p-P_C=\frac{x_A}{100}(P_A-P_C)+\frac{x_B}{100}(P_B-P_C) \tag{1}$$

şi

$$p-P_C=\frac{p}{P_A}\frac{(P_A-P_C)}{100}y_A+\frac{p}{P_B}\frac{(P_B-P_C)}{100}y_B \tag{2}$$

în care:

p p — presiunea de rectificare:

$P_{A,B,C}$ — presiunile de vapori ale componenţilor puri, cel mai uşor volatil, de volatilitate medie, respectiv cel mai greu volatil, la o temperatură de fierbere dată a amestecului;

$x_{A,B}$ — % molare în lichid ale componenţilor cel mai uşor volatil, respectiv de volatilitate medie;

$y_{A,B}$ — % molare în vapori ale aceloraşi componenţi.

respectiv,

$$x_A=\frac{p-P_C}{P_A-P_C}100 \quad (3) \qquad y_A=\frac{P_B}{p}x_A \tag{4}$$

pentru latura clorbenzen-difenileter,

$$x_A=\frac{p-P_B}{P_A-P_B}100 \quad (5) \qquad y_A=\frac{P_A}{p}x_A \tag{6}$$

pentru latura clorbenzen-fenol şi

$$x_B=\frac{p-P_C}{P_B-P_C}100 \quad (7) \qquad y_B=\frac{P_B}{p}x_B \tag{8}$$

pentru latura fenol-difenileter.

În fig. 1 se prezintă diagrama ternară, cuprinzînd izotermele şi curbele de distilare calculate cu relaţiile de mai sus.

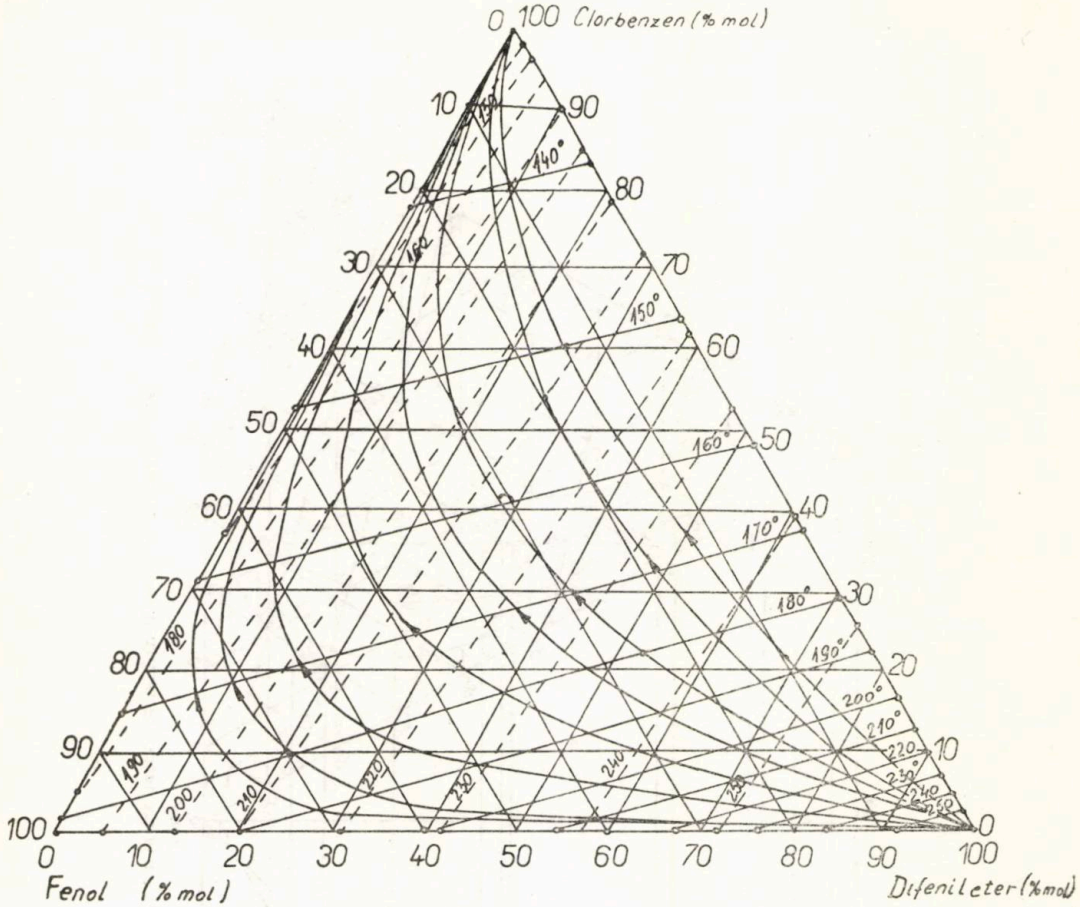


Fig. 1. Liniile de distilare și izotermele pentru amestecul clorbenzen-fenol difenileter.

Pe diagrama astfel construită se fixează cele trei amestecuri ternare, caracterizînd compoziția materiei prime, a distilatului și a reziduului din blază (punctele M, D respectiv W). În continuare se construiește o diagramă auxiliară rectangulară în stînga triunghiului cu ordonata x_A și abscisa y_A (% mol de clor-benzen în lichid respectiv vapori). Se duce diagonala x_A-fenol 100% și se trasează liniile de lucru pentru partea de concentrare și epuizare cu ajutorul relațiilor deduse din bilanțul de materiale și pentru o rație de reflux dată, R.

În determinările experimentale și pe construcția grafică prezentată s-a considerat $R=1{,}3$ și $x_A=97{,}4\%$ molare.

Pornind de la compoziția lichidului din blază (W) și temperatura lui de fierbere se obține punctul caracteristic al vaporilor (V_1) în echilibru cu lichidul din blază (L_1) la aceeași temperatură, pe linia de distilare construită anterior.

Pentru a obține compoziția lichidului pe primul taler și implicit, construcția primei trepte, se duce o orizontală din punctul V_1 pînă la diagonală ; perpendiculara din această intersecție la linia de lucru reprezintă grafic un taler, iar revenirea cu o orizontală în diagrama ternară dă compoziția căutată, care se află pe o altă izotermă de lichid.

În mod similar se continuă construcția pînă cînd compoziția lichidului pe talerul respectiv, are o temperatură de fierbere superioară celei corespunzătoare materiei prime. Din acest punct treptele obținute reprezintă talerele părții de concentrare, a căror construcție se continuă pînă la atingerea compoziției impuse distilatului.

Pentru cazul exemplificat și care se referă la unul din amestecurile de sinteză obținute, rezultă un număr de 5 talere (fig. 2) teoretice, față de 6 talere teoretice, stabilite cu amestecul etalon $CCl_4-C_6H_6$.

Pentru trasarea izotermelor s-a folosit un program de calcul în limbaj FORTRAN al cărui ordinogramă este redată în fig. 3.

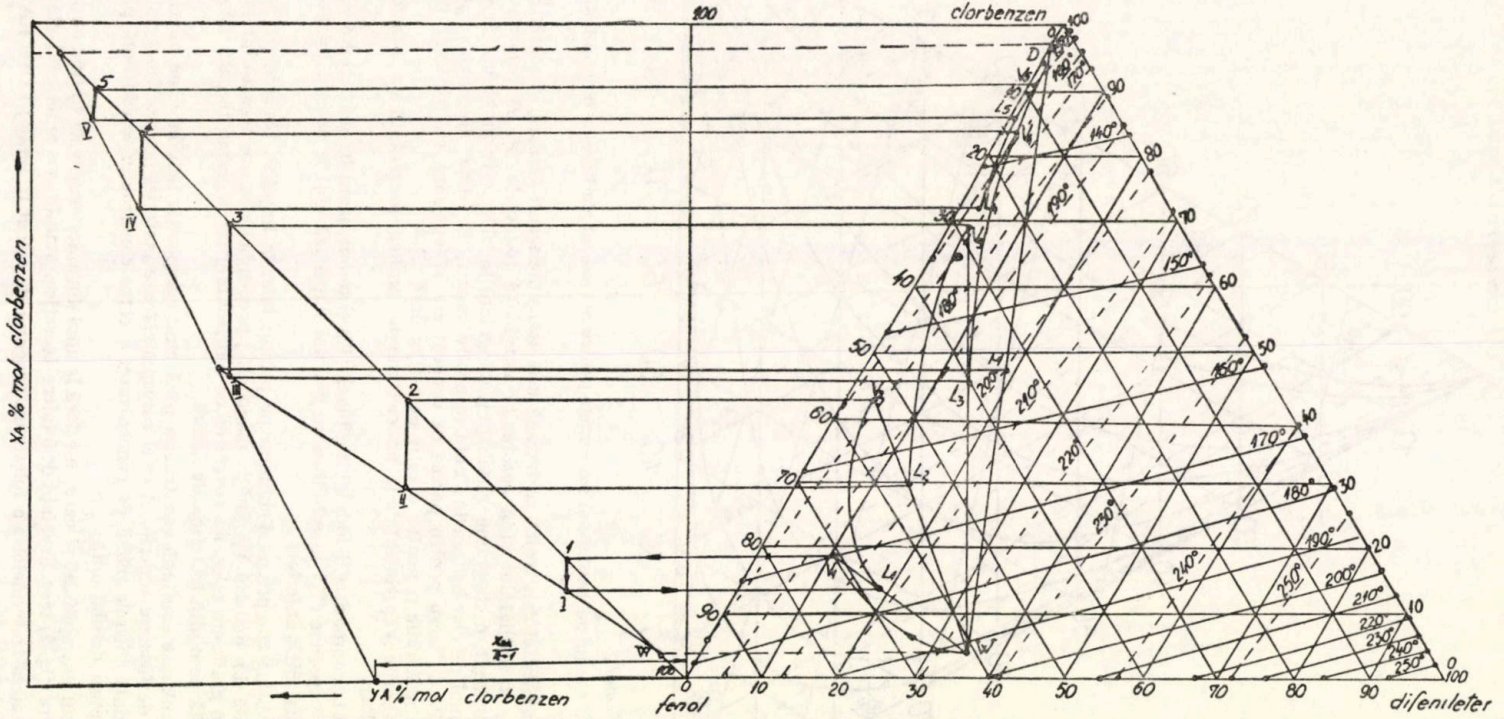


Fig. 2. Determinarea grafică a numărului de talere teoretice pentru amestecul clorbenzen-fenol-difenileter.

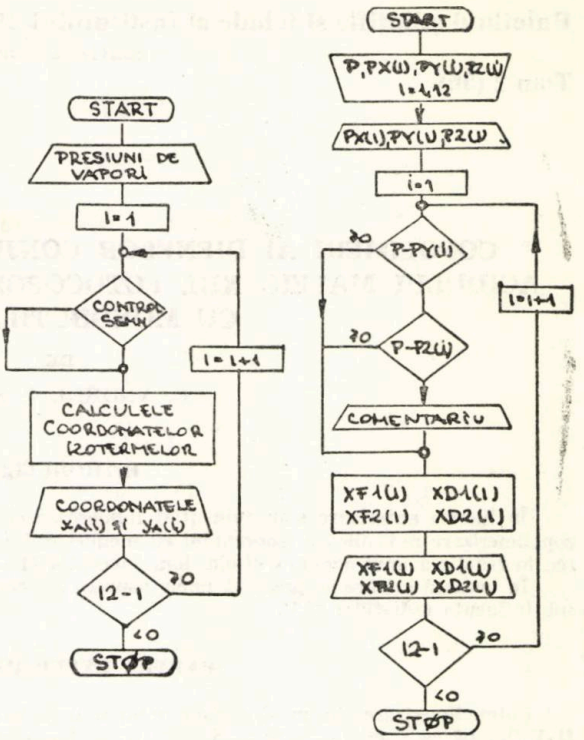


Fig. 3. Ordinograma calculului izotermelor lichid şi vapori.

În concluzie, pe baza metodicii indicate se prezintă calculul pe un grafic ternar a izotermelor de lichid şi vapori ; a curbelor de distilare şi a numărului de talere teoretice la rectificarea amestecului clorbenzen-fenol-difenileter pentru care nu există date în literatură. De asemenea se prezintă un program în limbaj FORTRAN pentru calculul izotermelor.

BIBLIOGRAFIE

1. T. Banei, J. Bron, H. Stalet, Helv. Chim. Acta, **15**, 619, (1952).
2. Kirschbaum E., Destillier und Rektifizier-Technik, Springer Verlag, 1950, Berlin.
3. Robu V. I., Procese şi Aparate de separare în industria petrolului şi petrochimie, Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1968.

REKTIFIKATION DES TERNÄREN GEMISCHES CHLORBENZOL—PHENOL—DIPHENYLÄTER.

ZUSAMMENFASSUNG

Es wird die graphische Bestimmung der theoretischen Bodenzahl bei Rektifikationzskollonnen für Gemische, die bei der Synthese des Diphenyläthers, entstehen, dargestellt. Gleichfalls wird ein Algorythmus zur Berechnung der Dampf—Flüssigkeits Isothermen mit Hilfe eines numerischen Rechners aufgestelt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

COPOLIMERI AI DIENELOR CONJUGATE CU MONOESTERII ACIDULUI MALEIC XIII. FOTOCOPOLIMERIZAREA IZOPRENULUI CU MONOBUTILMALEAT

DE

C. ANDREI, I. NANU

INTRODUCERE

În lucrări anterioare s-au evidenţiat numeroase elemente care susţin că mecanismul reacţiei de copolimerizare radicalică a izoprenului cu monoesterii acidului maleic implică formarea şi participarea în reacţie a unui complex cisoid donor-acceptor [1—4].

În această lucrare se prezintă unele aspecte ale copolimerizării izoprenului cu monobutilmaleat sub influenţa radiaţiilor U.V.

PARTEA EXPERIMENTALĂ

Fotopolimerizarea în masă a izoprenului cu monobutilmaleat a fost efectuată cu sursă de radiaţii $U \cdot V$ (lampă cu vapori de mercur de 125 W) la temperaturi bine stabilite. Fiolele suflate cu azot şi încărcate cu cei doi monomeri (Izopren Schuchardt cu concentraţia > 99% mol şi monobutilmaleat cu caracteristicile $d_{20}^{20}=1{,}4570$ şi indice de aciditate $(I \cdot A)=326{,}7-327{,}2$) au fost supuse rotiri în cîmpul de radiaţii cu o viteză de 100 rot/min.

După efectuarea reacţiei copolimerul a fost separat din amestec prin solvirea în eter etilic şi precipitare cu eter de petrol sau metanol-apă.

Purificarea cantitativă s-a realizat prin solvire şi precipitare repetată a copolimerului, uscarea efectuîndu-se temperatura de 40 °C.

Compoziţia copolimerului a fost analizată prin microanaliză elementară.

REZULTATE ŞI DISCUŢII

Variaţia conversiei în timp pentru fotocopolimerizarea izoprenului cu monobutilmaleat raport molar 1 : 1 este prezentată în fig. 1.

Din această prezentare reiese atît conversia totală în copolimer cît şi conversia în copolimer reticulat (copolimer insolubil în solvenţii specifici ca eter etilic, acetonă, dimetilformamidă, dioxan şi alţii) şi nereticulat.

Accelerarea reacţiei după un timp de expunere se datorează reacţiei pronunţate de reticulare ce conduce la macromolecule tridimensionale.

Variaţia conversiei în funcţie de raportul celor doi monomeri din compoziţia de alimentare este prezentată în fig. 2.

Valoarea cea mai mare a conversiei în copolimer se obţine în apropierea unui raport molar de 1 : 1 între izopren şi monobutil maleat.

Analiza elementară a copolimerilor obţinuţi la diferite rapoarte molare a indicat o structură profund alternantă (%C, 64, 90 %H, 8, 50).

În fig. 3 este prezentat spectrul în IR a copolimerului alternant izopren—monobutilmaleat obţinut prin fotocopolimerizare.

În spectrul copolimerului lipsesc benzile caracteristice adiţiei—1,2 (11μ) şi adiţiei—3,4 (11, 28μ) a izoprenului şi este prezentată banda de la 11,90 μ caracteristică adiţiei cis—1,4.

Adiţia izoprenului numai în poziţia 1,4 în reacţia de fotocopolimerizare alternantă cu monobutilmaleat se poate explica dacă se admite participarea în reacţie a unui complex donor-acceptor.

* Secţia de Cercetare, Combinatul Petrochimic Brazi, Ploieşti, Jud. Prahova.
** Laboratorul de Chimie Macromoleculară, Institutul Politehnic Timişoara, Str. K. Marx 3.

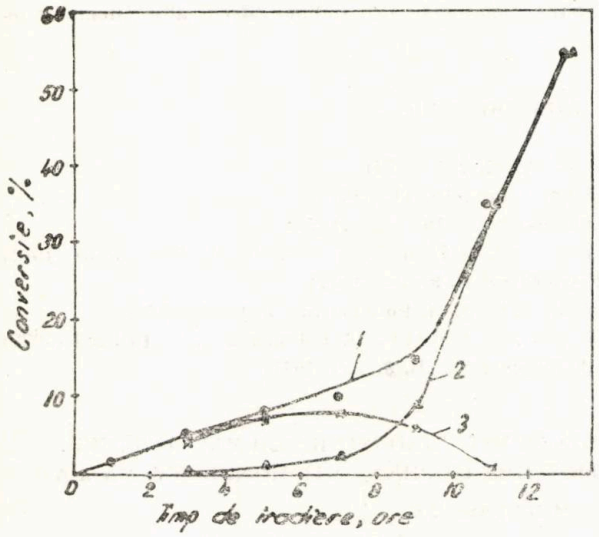


Fig. 1. Variația conversiei în funcție de timp pentru fotocopolimerizarea izopren-monobutilmaleat (raport molar 1:1) la temperatura de 21 °C :
1 — conversie totală în copolimer; 2 — conversie în copolimer reticulat; 3 — conversie în copolimer nereticulat.

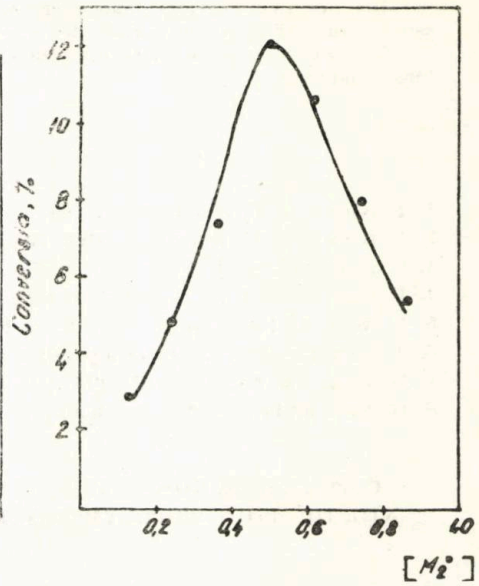
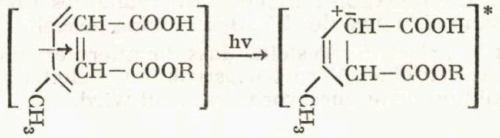


Fig. 2. Influența raportului dintre monomeri asupra conversiei în fotocopolimerizarea izopren-monobutilmaleat la temperatura de 26 °C.

Polimerizarea este probabil inițiată ca un rezultat al fotoexcitării complexului donor-acceptor format între monomeri.

Prin iradiere complexul trece din starea fundamentală în stare excitată,



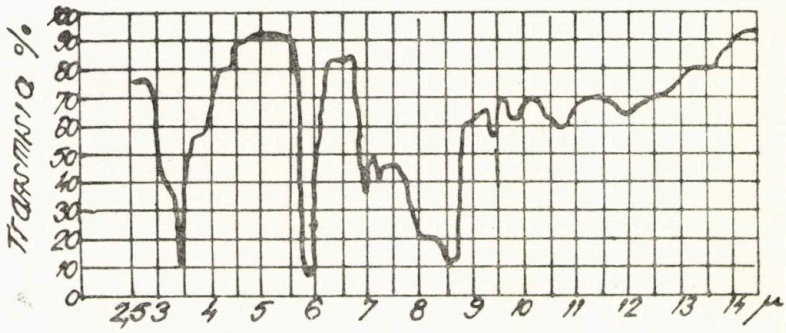


Fig. 3. Spectrul IR al copolimerului izopren-monobutilmaleat obținut prin fotocopolimerizare.

copolimerizarea urmînd un mecanism propus ce implică homopolimerizarea complexului cisoid donor-acceptor

$D + A \rightarrow C$

$C \xrightarrow{hv} C^*$

$C^* \rightarrow R.$

$R. + C \rightarrow P.$ (inițiere)

$P. + C \rightarrow P.$ ((propagare)

$P. + P. \rightarrow P$ (terminare)

D — monomer donor

A — monomer acceptor

C — complex donor-acceptor

Disocierea complexului donor-acceptor activat se poate produce cu formarea de specii active cu caracter radicalic sau ionic, acesta depinzînd de polaritatea monomerilor, solvent, etc.

La concluzii asemănătoare au ajuns şi alţi cercetători [5—8] studiind diferite alte sisteme de fotocopolimerizare.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Nanu şi C. Andrei, J. Polymer Sci. A, **12**, 231 (1974)
2. I. Nanu şi C. Andrei, Rev. Roumaine Chim., **19**, 115 (1974)
3. C. Andrei şi I. Nanu, Rev. Roumaine Chim., **19**, 1535 (1974)
4. I. Nanu, C. Andrei şi I. Hogea, Bul. St. şi Tehn, I.P.T. tom **19** (33), fasc. 1, 131 (1974)
5. N. G. Gaylord şi S. Maiti, J. Polymer Sci B, **9**, 359 (1971)
6. J. Furukawa, E. Kobayashi şi I. Iseda, J. Polymer Sci. **B**, **8**, 47 (1970)
7. D. H. Davies, D. C. Phillips şi J. D. B. Smith, J. Polymer Sci., A, **10** 3253 (1972)
8. G. B. Butler şi A. J. Sharpe, J. Polymer Sci. B, **9**, 125 (1971)

COPOLYMERE KONJUGIERTER DIENE MIT MONOESTER DER MALEINSÄURE. XIII. DIE PHOTOCOPOLYMERISATION DES ISOPRENS MIT MONOBUTYLMALEAT

ZUSAMMENFASSUNG

In unseren früheren Arbeiten [1—4] wurde die Radikalcopolymerisation des Isoprens mit Monoestern der Maleinsäure behandelt.

Es wurde gezeigt, dass die Bildung eines Cisoid Komplexes vom Typ Donor-Acceptor ein möglicher Reaktionsmechanismus sei.

Die vorliegende Arbeit geht auf einige Aspekte, der durch UV-Bestrahlung initiierten Copolymerisation von Isopren mit dem Monobutylester der Maleinsäure durch eine 1,4 Addition erfolgt (11,90 μ Band).

Wir nehmen an, dass die Reaktion durch den Übergang des Donor-Acceptor-Komplexes in einen angeregten Zustand als Folge der UV-Bestrahlung ausgelöst wird.

In diesem Fall wurde jedoch festgestellt, dass die alternierende Copolymerisation nach einem gewissen Zeitpunkt von einer Vernetzungsreaktion begleitet wird, welche bei längerer UV-Bestrahlung des Reaktionsgemisches vorherrschend wird.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

STUDII PRIVIND REACŢIILE ACIZILOR FENOXI-ACETICI
I. CINETICA REACŢIEI DE ESTERIFICARE A ACIDULUI 2,4-DICLORFENOXIACETIC CU n-BUTANOL

DE

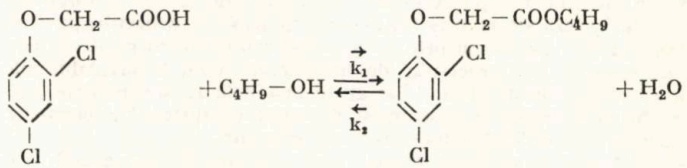
P. TRIBUNESCU, J. RISTICI

Acidul 2,4-diclorfenoxiacetic, cunoscut în general sub denumirea de acid 2,4-D, este unul din ierbicidele cele mai frecvent utilizate în protecţia culturilor de graminee. Una din formele cele mai convenabile în care se foloseşte o reprezintă esterul format cu alcool n-butilic.[1,2]

Datele referitoare la sinteza esterului n-butilic, existente în literatură, sînt puţin concludente, datele cinetice ale procesului fiind complet absente.[3-9]

Ţinînd seama pe de o parte de lipsa acestor date, iar pe de altă parte de importanţa practică majoră a esterului respectiv, în prezenta lucrare ne-am propus efectuarea unui studiu cinetic al esterificării, ale cărui rezultate se prezintă în continuare.

Reacţia de esterificare a acidului 2,4-D cu n-butanol:



este o reacţie reversibilă, viteza acesteia fiind descrisă, în general, de o ecuaţie de forma[10]:

$$\frac{dx}{dt} = k_1 (a-x)(b-x) - k_2 \cdot x^2 \tag{1}$$

unde k_1 şi k_2 sînt constantele vitezei de esterificare, respectiv de hidroliză, ale procesului. Prin integrarea ecuaţiei diferenţiale (1) se obţine ecuaţia:

$$k_1 = \frac{1}{t} \int \frac{dx}{(1-K_2)x^2 - (a+b)x + a \cdot b} \tag{2}$$

unde K_2 reprezintă constanta de echilibru a procesului de hidroliză-esterificare, egală cu raportul celor două constante de viteză k_2 şi k_1, şi a cărei valoare poate fi obţinută din concentraţia la echilibru x_e, pe baza relaţiilor existente:

$$K_2 = \frac{k_2}{k_1} = \frac{(a-x_e)(b-x_e)}{x_e^2} \cdot \tag{3}$$

Se observă că valorile integralei variază liniar cu timpul, reprezentarea grafică permiţînd — din panta dreptei — calculul constantei de viteză k_1, a procesului de esterificare. Pe de altă parte cunoaşterea constantei de viteză k_1 şi a constantei de echilibru K permite şi găsirea constantei de viteză k_2 a procesului de hidroliză a esterului.

Energiile de activare, a procesului de esterificare E_1 şi a celui de hidroliză E_2, s-au calculat pe baza ecuaţiei lui Arrhenius, din reprezentarea grafică $\log k = f(1/T)$. Ceilalţi parametri cinetici, entalpia de activare ΔH^*, entropia de activara ΔS^* şi entalpie liberă de activare ΔG^*, s-au calculat prin intermediul relaţiilor funcţionale:

$$\Delta H^* = E + RT \tag{4}$$

pentru ΔH^*, iar pentru ΔS^* :

$$\Delta S^* = R\left(\ln A - \ln \frac{k_B \cdot T}{h}\right) \quad (5)$$

unde A este factorul preexponențial al ecuației Arrhenius, k_B — constanta lui Boltzmann și h — constanta lui Planck.

Avînd entalpia și entropia de activare, pentru entalpia liberă de activare se obține :

$$\Delta G^* = \Delta H^* - T \cdot \Delta S^* \quad (6)$$

Concomitent cu parametrii cinetici ai procesului de estireficare-hidroliză, s-a mai calculat și entalpia de reacție, ale cărei valori rezultă atît din dependența de temperatură a constantei de echilibru, cît și din diferența dintre energiile de activare, pentru procesul direct și invers.

MODUL DE LUCRU

Reacția de esterificare a acidului 2,4-D cu n-butanol a fost studiată într-un sistem închis, termostatat la temperaturile de 65, 75 și 85 °C. S-a lucrat cu exces de alcool, raportul molar al reactanților corespunzînd la 10 moli alcool pentru 1 mol acid. Catalizatorul folosit, acidul p-toluensulfonic, s-a luat în proporție de 0,3, 0,6 și 0,9 % în greutate, față de masa de reacție, pentru toate cele trei temperaturi de lucru.

Gradul de avansare al reacției s-a determinat prin titrare cu o soluție de KOH n/10.

Pentru găsirea concentrației de echilibru x_e, necesară calculării constantei de echilibru, la fiecare temperatură procesul de esterificare s-a urmărit pînă la concentrație constantă.

REZULTATE ȘI DISCUȚII

După cum era de așteptat, reacția de esterificare a acidului 2,4-D cu n-butanol este o reacție de ordinul doi, reversibilă, viteza de reacție fiind proporțională cu concentrația fiecărui reactant. Pe baza datelor experimentale măsurate și prin intermediul reprezentării grafice a ecuației (2) s-au calculat constantele de viteză k_1 ale procesului de esterificare avînd în prealabil calculate constantele de echilibru ale procesului. Valorile obținute se arată în tabela 1, care mai conține și constantele de viteză k_2 ale procesului de hidroliză și constantele de viteză catalitice, k_c, corespunzătoare concentrației procentuale unitare a catalizatorului — procente greutate.

Din datele tabelei 1 se observă o dependență practic liniară a constantei de viteză k_1 de concentrația catalizatorului, fapt care a permis găsirea valorilor constantelor catalitice de viteză k_c. Din aceeași dependență reiese că valoarea constantei de viteză autocatalitică este foarte mică — la 65 °C $k_0 = 2{,}6 \cdot 10^{-6}$ l/mol^{-1}·min^{-1}.

Tabelul 1

Temp. °C \ Conc. cat., %	Constante de viteză, l/mol^{-1}·min^{-1}							Constanta de echilibru K_1
	$k_c \cdot 10^3$	$k_1 \cdot 10^4$			$k_2 \cdot 10^4$			
	1	0,3	0,6	0,9	0,3	0,6	0,9	
65	2,34	7,16	15,20	22,10	7,08	15,03	21,86	1,01
75	4,60	13,20	25,50	39,40	12,80	24,73	38,22	1,03
85	10,1	29,2	59,4	92,0	25,36	51,60	79,92	1,15

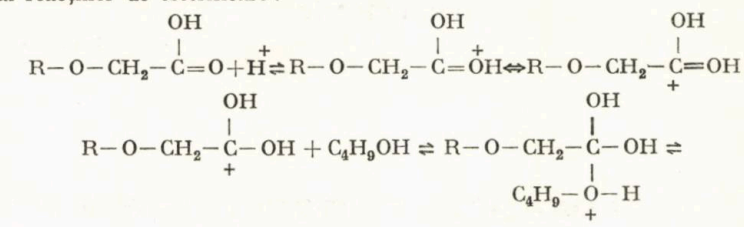
Influența temperaturii asupra vitezei de reacție este pronunțată, coeficientul de creștere a vitezei — în domeniul de lucru avînd o valoare egală cu doi pentru o creștere cu 10 °C a temperaturii. Dacă se ține seama și de faptul că și constanta de echilibru crește cu ridicarea temperaturii — destul de puțin de altfel — reiese că temperaturile mai ridicate sînt convenabile asigurînd conversii superioare ale reactanților.

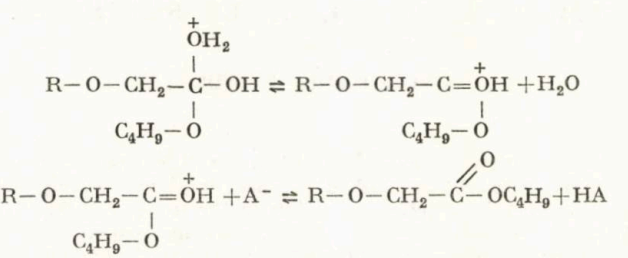
Din dependența de temperatură a constantelor de viteză s-a calculat energia de activare a procesului, găsindu-se pentru esterificare, $E_1 = 71\,900$ J/mol iar pentru hidroliză, $E_2 = 65\,500$ J/mol.

Entalpia procesului de esterificare are la temperatura de lucru valoarea $\Delta H = 6\,400$ J/mol, valoare care arată că esterificarea este un proces slab endoterm, a cărui constantă de echilibru crește foarte puțin cu temperatura.

Pentru procesul de esterificare s-au mai calculat, pe baza relațiilor (4), (5) și (6) entalpia, entropia și entalpia liberă de activare, ale căror valori corespund la : $\Delta H^* = 74\,800$ J/mol, $\Delta S^* = -87$ J/mol·grad și $\Delta G^* = 105\,000$ J/mol.

Valorile obţinute pentru parametrii cinetici arată că reacţia studiată se încadrează în mecanismul bimolecular al reacţiilor de esterificare :





Entropia de activare negativă şi mare în valoare absolută este în concordanţă cu formarea complexului activat din două particule libere, cu pierdere apreciabilă de grade de libertate. Entalpia liberă de activare conferă complexului activat o stabilitate redusă, deci viteze de reacţie suficient de mari.

CONCLUZII

Din datele prezentate în lucrare reiese că procesul de esterificare a acidului 2,4-D cu n-butanol se desfăşoară cu viteze convenabile în prezenţa catalizatorului acid folosit şi că viteza de reacţie creşte cu concentraţia catalizatorului. Influenţa net favorabilă asupra vitezei de reacţie se constată şi cu ridicarea temperaturii.

Dacă la influenţa favorabilă a temperaturii şi concentraţiei catalizatorului asupra conversiei reactanţilor, se mai ţine seama de aceeaşi influenţă manifestată la eliminarea apei din sistemul reactant, cumulată cu excesul unuia din reactanţi, reiese că se pot asigura conversii practice la un timp de reacţie scăzută.

BIBLIOGRAFIE

1. M. Avram, „Antidăunători" Edit. Acad. R.S.R., Bucureşti, 1974.
2. R. Wegler, „Chemie der Pflanzenschutz und Schädlingsbekämpfungsmittel", Springer Verlag, Berlin, 1970.
3. M. Petersen, J. Acta. Chem. Scand. **7**, 14—15 (1953); C.A. **47**, 644 e, (1954).
4. B. Northen, Science, **108**, 94—95 (1950) : C.A. **53**, 9553 b (1959).
5. * * * Pat. USA 2780642 (1958); C.A. **52**, 8284 i (1958).
6. K. S. Bokarev, N. N. Melnivoc, J, Obşcei him. **25**, (87), 2242 — 45 (1955); Z.B. 6450 (1951).
7. W. W. Dowlatjan, Narch. Acad. Wiss. Armen. SSR. **12**, 125—31 (1959); Z.B. 15—0828 (1964).
8. * * * Pat. Austriac 1888325 (1954); Z.B. 9758 (1957).
9. * * * Pat. USA 2960531 (1958); Z.B. 2545 (1962).
10. J. C. Jungers, „Cinetique chimique apliquée", Soc. des France, Ed. Tehnip, Paris 1952.

STUDIES OF PHENOXY-ACETIC ACIDS REACTIONS. I. ESTERIFICATION KINETICS OF THE 2,4-DICHLORO-PHENOXY-ACETIC ACID WITH BUTANOL.

SUMMARY

The esterification kinetics oi 2,4-dichloro-phenoxy-acetic acid with butanol has been studied following the catalist concentration and temperature influence on reaction rate. The kinetics parameters of esterification a hydrolysis as well as equilibrium constants and reaction enthalpy have been calculated. Reaction is second order and has a bimolecular mecanism usual for esterification proceses.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CHIMIE
Tom 2 (36) Fascicola 1—1977

DYNAMICS OF ENERGETIC PROCESSES ON CATALYTIC SURFACES I. A MATHEMATICAL MODEL OF ENERGETIC EXCHANGES

BY

V. MEDELEANU, N. DOCA

The appearance of the multiplets theory[1,2] furnished a satisfactory explanation of some experimental aspects, but subsequent works established its limits [3–7]. Anyway, this theory represents a first attempt of introducting some energetic parameters in the study of catalytic activity. Later, the electronic theory of catalysis on semiconductors [8–10] has also comprised energetic terms in attempting to correlate electronic characteristics to catalytic activity. Their introduction has been done at the expense of some important simplifications : the interaction between reactant and catalyst was reduced to a simple electronic transfer, the chemical specificity of the reactant being reduced to the ionisation potential, while that of the catalyst to the Fermi level. This way of treating allows an estimation only of the variation of that part of interaction energy that is connected with the modification of the Fermi level.

The necessity of energetic exchanges between the catalyst, reaction medium and the adsorbed substances is obvious. However, the works concerning a correlation between the energetic processes and the catalytic ones did not take into account the dynamics of the phenomena on the catalyst surface.

While in the case of many homogeneous reactions (in gaseous or liquid state) the reaction rate results from the concentration increase of the active states, as a consequence of free energy redistributions, in the case of heterogeneous catalytic processes, the increasing of the active state concentrations is no longer due to this redistribution[11].

In this paper we intend to analyse the energetic components that interfere during a heterogeneous catalytic process, and to propose a redistribution model of the activation energy, together with a modality for correlating the catalytic activity of a system to the characteristic properties of the catalyst and to the reactant.

The theoretical considerations concerning the mechanism of chemisorption, reaction and desorption on catalytic surfaces [12–15] allow to represent schematically (fig. 1) the potential energy outline of an heterogeneous catalytic reaction.

One of the most important problems concerning the dynamics of the energetic processes on the catalytic surface, is to establish the way in which the chemisorbed species (point 2 in fig. 1) are reactivated in order to reach the activated state [AK*] point 3 in fig. 1). From the moment of reaching this state, the development of the process towards the reaction products (RP) may be calculated by means of the equations of the absolute reaction rate theory.

Starting from the conditions necessary for the activation of the reactant molecules and of the energetic levels of the solid state, a model of energetic exchanges, which accompanies the catalytic process is proposed. In a first aproximation, the model is suggested in fig. 2.

The catalytic surface is assimilated with a certain distribution of the active S^* centres and of inert S ones, and is symbolised by $|S|S^*|$. Reactant [A] is fixed on the surface either in the physically adsorbed form $|SA|S^*|$, or in the chemisorbed form $|S|S^*A|$. ε_a represents the interaction energy between the molecule in gaseous phase and the surface, during the process of physical adsorption, and ε_{a_1} represents the energy needed by the molecule in order to pass from the physically adsorbed state into the chemisorbed one.

The chemisorbed molecule undergoes an activation process resulting the $|S|S^*A^*|$ activated complex, which passes towards the formation of the reaction products [RP]. During the decomposition of the activated complex, a redistribution of energy takes place : one part ε_c is taken over by the catalyst, while the other part ε_r is taken over by the reaction products. In order to develop a new reaction step on the surface, it is necessary that the fraction ε_r to be given to the catalyst ; only in this way one can proceed to the formation of the activated complex. The fraction ε_r is given up to the catalyst by means of molecular collisions, the collision of the molecule in the gaseous phase being

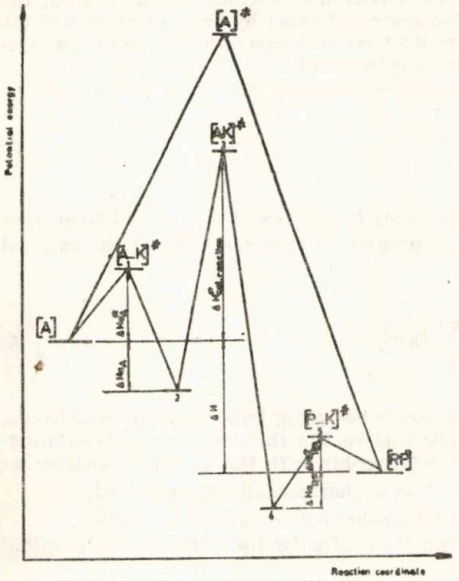


Fig. 1. Potential energy outline of an non-catalytic (a) and a catalytic (b) reaction on the K catalyst. ΔH_a is the adsorption heat for A or RP, and ΔH^* is the activation enthalpy. $[A \ldots K]_a^*$ and $[P \ldots K]_a^*$ are the activated states of the adsorption, respectivelly desorption, and [AK]* is the activated state of the surface reaction.

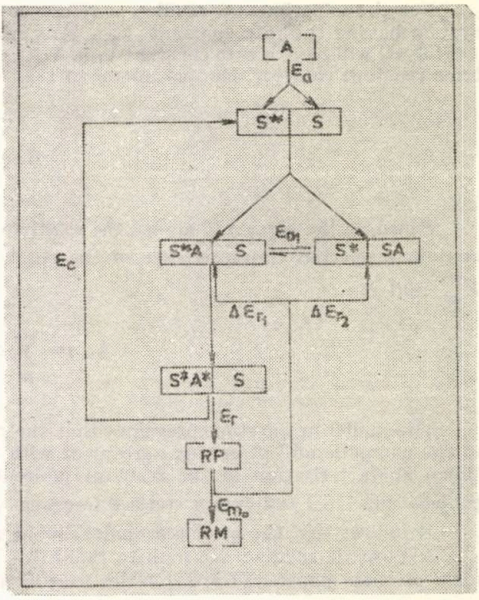


Fig. 2. Simplified model of energetic exchanges.

possible with two surface species: [S*A|S] (the given up energy is $\Delta\varepsilon_{r1}$) and [SA|S*] (the given up energy is $\Delta\varepsilon_{r2}$. The model shows also the possibility of some energetic changes ε_{m_0}, between the reaction products and the reaction medium [RM] (inert or dilution gases, walls, etc.).

The energetic exchange between reaction products and catalyst, by means of molecular collisions, being not specific, the probability that an event stimulate an active centre, will be small enough. However, if on the surface there are already adsorbed molecules, in the form of [SA|S*] or [S*A|S], then the probability to reach the activated state [S*A*|S] is much higher. Thus we may assume a reactivation by means of collisions of the type reactant/adsorbed molecule, and not reactant/free catalytic surface.

The relationship between the energy of the reaction products ε_r and the energy returning to the catalytic surface may be written as follows:

$$N\varepsilon_r = N_1 \cdot \Delta\varepsilon_{r1} + N_2 \cdot \Delta\varepsilon_{r2} \tag{1}$$

where N is the molecules number suffering the reaction, N_1 and N_2 represents the collisions number corresponding to $\Delta\varepsilon_{r1}$, and $\Delta\varepsilon_{r2}$ respectively. If, in a first aproximation, we consider that the energy variation is identical for all molecular collisions, that means $\Delta\varepsilon_{r1} \simeq \Delta\varepsilon_{r2} = \Delta\varepsilon_r$, (1) becomes

$$\frac{N}{N_1+N_2} = \frac{\Delta\varepsilon_r}{\varepsilon_r}. \tag{2}$$

According to Fig. 2, N is the sum of centers on which there exists the superficial activated complex, i.e. the activation surface, while N_1+N_2 represents the whole surface, including both the active S* centers and the inert S ones. Thus (2) becomes

$$\frac{S^*}{S^*+S} = \frac{\Delta\varepsilon_r}{\varepsilon_r}. \tag{3}$$

From the molecular collision theory, $\Delta\varepsilon_r/\varepsilon_r$ is small, so that (3) explains why in several heterogeneous catalytic reactions just a small part of the whole surface is active.

For the experimental studies, a reference catalyst and a reference reactant will be chosen, the system having the rate constant $k_{0,0}$. Any other reaction system, formed by the i reactant and the j catalyst, will have a rate constant $k_{i,j}$. With the purpose of a relative characterisation of the two systems reactant/catalyst, the parameter of relative activity is introduced :

$$A_{i,j}=\ln \frac{k_{i,j}}{k_{0,0}} . \tag{4}$$

Based on the presented model, the relative activity $A_{i,j}$ may be expressed as a sum of terms that contain properties characteristics of the reactant R_m^i and properties characteristics of the catalyst K_n^j, that is :

$$A_{i,j}=\sum_m a_m R_m^i+\sum_n b_n K_n^j . \tag{5}$$

The model in question presumes that the reactant molecule has a big importance in establishing of the energetic and geometric agreement with the catalytic surface. For the structural and conformational characterisation of the reactant molecule and its relationship with the catalytic surface, we propose the MSD (minimum steric diferences) parameter [16] as a characteristic property R_i^i.

It follows that the proposed model should be verified for alcohol dehydrogenation reaction.

Aknowledgements : We wish to thank to Z. Simon and R. Vlădea for the criticism of the initial form of these paper and also for the fruitful disscussions.

REFERENCES

1. A. A. Balandin, Usp. Him., **31** 1265 (1962)
2. A. A. Balandin, Multipletnaia teoria kataliza, vol. I and II, Izd. MGU, 1963—1964
3. M. I. Kogan and N. A. Sceglova, J. fiz.. kim., **23**, 1203 (1949)
4. G. M. Twigg and E. K. Rideal, Trans. Farad. Soc., **36**, 533 (1940)
5. M. I. Kogan, Dok. Akad. Nauk SSSR, **74**, 61 (1950)
6. V. A. Roitter, Ukr. him. j., **19**, 117 (1958)
7. M. A. Landau and V. V. Scekin, Trudi Instituta nefti Akad. Nauk SSSR, **14**, 127 (1960)
8. K. Hauffe and G. Wagner, Z. Elektrochem., nr. 3, 651 (1958)
9. F. F. Volkenstein, Elektronnaia teoria kataliza na poluprovodnikah, Fizmatghiz, 1960
10. G. M. Schwab, Disc. Faraday Soc., **8**, 166 (1950)
11. G. K. Boreskov, Kin. Kat., **10**, 5 (1969)
12. K. J. Laidler, Absolute Rates of Surface Reactions, in P.H. Emmett(ed) „Catalysis", cap. 5, Reinhold Publishing Corp., New York, 1954
13. K. J. Laidler, Chemical kinetics, cap. 6, International Student Edition, Mc Grow-Hill, London, 1965
14. J. M. Thomas and W. J. Thomas, Introduction to the Principles of Heterogeneous Catalysis, cap. 2, Academic Press, London, 1967
15. A. Clark, The Theory of Adsorption and Catalysis, cap. 2, 9 and 11, Academic Press, New York, 1970
16. Z. Simon and Z. Szabaday, Studia Biophys., **39**, 123 (1973)

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1848 KÖZPONTI KÖNYVTÁRA

F 7414

Rakt'ár

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIȘOARA

MATEMATICĂ - FIZICĂ - MECANICĂ
TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

MECANICĂ

ELECTROTEHNICĂ

CONSTRUCŢII

CHIMIE

Tomul 22[36] **Fascicola 2**

IULIE–DECEMBRIE
1977

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

Tom 22 (36) Fascicola 2

IULIE–DECEMBRIE
1977

COLEGIUL DE REDACŢIE

Acad. prof. dr. doc. ing. IOAN ANTON, Conf. dr. ing. GHEORGHE CREŢU, Prof. em. dr. doc. ing. GHEORGHE SILAŞ (redactor şef), Prof. em. ing. CONSTANTIN AVRAM, m. c. al Academiei R.S.R., Prof. dr. ing. DUMITRU BECHERESCU, Prof. dr. ing. VASILE COCHECI, Prof. dr. BORISLAV CRSTICI, Prof. dr. ing. COLETA DE SABATA, Prof. dr. ing. TOMA DORDEA, Prof. dr. doc. ing. IOAN FILIMON, Prof. dr. ing. FRANCISC KOVACS, Acad. prof. em. ing. DAN MATEESCU, Prof. dr. ing. TIBERIU MUREŞAN, Conf. dr. ing. IOAN NIŢĂ, Prof. em. dr. ing. GHEORGHE SAVII, Prof. dr. ing. LIVIU BRÎNDEU (secretar de colegiu).

Corespondenţa pentru buletin se va trimite pe adresa :
COLEGIUL DE REDACŢIE
al
Buletinului Ştiinţific şi Tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia"
Bd. 30 decembrie nr. 2.
1900, Timişoara, R. S. România

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA
Tomul 22 (36) **Fascicola 2** **Iulie — Decembrie, 1977**

SUMAR

MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

DORINA RENDI, B. RENDI : SO (n) — structuri pe varietăţi diferenţiabile.. 359
GH. HALIC : O generalizare a asimptoticii cu ajutorul neutricilor 361
O. LIPOVAN : Operatorul de covarianţă al măsurilor de probabilitate definite în spaţiul Banach al măsurilor reale şi mărginite 364
CARMENCITA UROSU : Asupra legăturii dintre relaţiile de congruenţă şi idealele neutre ale laticelor 366
P. CRĂCIUN : Influenţa electrozilor asupra electroluminiscenţei 368
M. BORNEAS, M. DAVID, I. MIRON, M. CRISTEA, I. DAMIAN : Un model simplu al unui cîmp vectorial-tensorial al gravitaţiei 370
GH. SILAS, H. J. KLEPP J. PONGOR : Teorema momentului cinetic în raport cu axa instantanee de rotaţie în cazul mişcării plane 373
I. GROSANU, A. CHIRIAC : Dinamica unui agregat de maşini cu cuplă elastică neliniară 374
I. PITZER : Frecvenţa şi amplitudinea unui oscilator sinusoidal care are la bază elementul bistabil cu efect Coandă 376
A. CHIRIAC : Alegerea caracteristicii mecanice a motorului pentru studiul dinamicii unui agregat 380

ELECTROTEHNICA

AL. ROGOJAN, V. POP, V. COIFAN : Microcalculator didactic 383

CONSTRUCŢII

GRAŢIANA BALEKICS, I. BANDA, E. FLESERIU, L. GADEANU, I. MUNTEANU, ANA NEGRU : Asupra unor probleme privind interacţiunea dintre structură şi teren 389
N. BOJA, EUGENIA FILIMON : Asupra grafurilor conjugate utilizate în reţelele inelare de alimentare cu apă 393
I. DEUTSCH, A. IRHASIU : Studiu teoretic şi experimental al rigidităţii elementelor de beton armat solicitate la încovoiere dreaptă 397
I. FILIMON, I. DEUTSCH, A. IRHASIU : Aspecte ale dimensionării elementelor de beton armat solicitate la compresiune excentrică cu mică excentricitate 403

E. MUNTEANU : Unele probleme ale compresiunii excentrice oblice a elementelor de beton armat 405
R. FRIEDRICH : Stabilitatea elastică a plăcilor plane 409
I. MUNTEANU : Un calcul elastic-plastic prin paşi 411
M. RAFIROIU : Performanţele programului de calcul DESRUNO 3 413

CHIMIE

V. COCHECI, L. NEGULESCU : Studiul tratării apelor saline destinate alimentării cazanelor de abur. II 417
Z. GROPSIAN, D. KOHN, V. JASCANU, A. IOVI : Transferul de căldură la fierberea în bule a soluţiilor apoase de substanţe cu solubilitate limitată. II 420
Gh. PARLEA, MARIA PORAICU, P. TRIBUNESCUI: Cinetica monoesterificării anhidridei ftalice cu octanol (2-etilhexanol) 425
MARIA NEMES, I. RĂDOI : Asupra coroziunii titanului în mediu de acid sulfuric 428

BULETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE „TRAIAN VUIA" TIMIȘOARA
Tome 22 (36) **Fasc. 2** **Juillet — Décembre, 1977**

MATHÉMATIQUE — PHYSIQUE — MÉCANIQUE THÉORIQUE ET APPLIQUEÉ

DORINA RENDI, B. RENDI : SO (n) — structures sur les variétés differentiables 359
GH. HALIC : Une généralisation de l'asymptotique à l'aide des neutrices 361
O. LIPOVAN : L'opérateur de covariance des mesures de probabilité définies dans l'espace de Banach des mesures réelles et bornées 364
CARMENCITA UROSU : Von dem Zusammenhang zwischen den Kongruenz relationen über den neutralen Idealen der Lattices..... 366
P. CRĂCIUN : The Influence of Electrodes on Electro-Luminiscence 368
M. BORNEAS, M. DAVID, I. MIRON, N. CRISTEA, I. DAMIAN : A simple model of a vector-tensor field of gravitation 370
GH. SILAS, H. J. KLEPP : J. PONGOR Der Drallsatz in bezug auf die momentane Drehachse für die ebene Bewegung 373
I. GROSANU, A. CHIRIAC : La dynamique d'un agrégat des machines avec un couplage élastique non-linéaire 374
I. PITZER : Frequenz und Amplitude eines aus einem bistabilen Wandstrahlelement mit Coanda-Effekt hergestellten Sinus-Oszillator 376
A. CHIRIAC : Le choix de la caractéristique mécanique du moteur pour l'étude de la dynamique d'un agrégat 380

ELECTROTEHNIQUE

Al. ROGOJAN, V. POP, V. COIFAN : Microrechner für Lehrzwecke 383

CONSTRUCTIONS

GRAȚIANA BALEKICS, I. BANDA, E. FLEȘERIU, L. GĂDEANU, I. MUNTEANU, ANA NEGRU : Contributions to some problems concerning the interaction between structure and soil 389
N. BOJA, E. FILIMON : Sur les graphes conjugués utilisé aux réseaux annulaires d'alimentation en eau 393
I. DEUTSCH, A. IRHASIU : Theoretische und experimentelle Untersuchung der Steifigkeit von Stahlbetonbalken 397
I. FILIMON, I. DEUTSCH, A. IRHASIU : Bemessung von Stahlbeton-bauteilen auf Druck mit kleiner Ausmittigkeit 403

E. MUNTEANU : Sur la flexion dériviée composée des éléments en béton armé 405
R. FRIEDRICH : Elastische Stabilität ebener Platten 409
I. MUNTEANU : A Step by Step Elastic-Plastic Analysis 411
M. RAFIROIU : Actual Performances of DESRUNO3 Computer-Program 413

CHIMIE

V. COCHECI, L. NEGULESCU : Contributions to the salt-water purification for the steam boiler supplying, II 417
Z. GROPSIAN, D. KOHN, V. JÂSCANU, A. IOVI : Boilling heat transfer of solutions with limited solubility substances, II 420
GH. PARLEA, MARIA PORAICU, P. TRIBUNESCU : Kinetics of mono (2-etylhexyl) phtalate syntesis 425
MARIA NEMES, I. RĂDOI : About the corrosion of titanium in sulphuric acid medium 428

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 22 (36) **Fascicola 2—1977**

SO(n)-STRUCTURI PE VARIETĂŢI DIFERENŢIABILE

DE

DORINA RENDI şi B. RENDI

Fie V un spaţiu vectorial real cu n dimensiuni şi $\Omega^p(V)$ mulţimea p-formelor definite pe V. Pentru $\omega \in \Omega^p(V)$ cu

$$\omega = \sum_{1 \leqslant i_1 \leqslant \ldots i_p \leqslant n} a_{i_1 \ldots i_p}\, dl_{i_1} \Lambda \ldots \Lambda dl_{i_p}$$

în baza $l_1\ l_2, \ldots, l_n \in V$ s-a definit [4], [2] adjuncta $\bar{\omega} \in \Omega^{n-p}(V)$ şi anume

$$\bar{\omega} = \sum_{\substack{1 \leqslant i_{p+1} < \ldots < i_n \leqslant n \\ \{i_1, \ldots, i_p\} \cup \{i_{p+1}, \ldots, i_n\} = \{1, 2, \ldots, n\}}} (-1)^{i_1 + \ldots + i_p - \frac{p(p+1)}{2}} \cdot a_{i_1 \ldots i_p}\, dl_{i_{p+1}} \Lambda \ldots \Lambda\, dl_{i_n}$$

Astfel se obţine aplicaţia

$$L_p : \Omega^p(V) \to \Omega^{n-p}(V)$$

unde $L_p(\omega) = \bar{\omega}$.

Aplicaţia L_p este bine definită pentru orice număr natural $p \leqslant n$.

Observaţia 1. George de Rham [2] defineşte aplicaţia L_p pentru forme exterioare definite pe varietăţi diferenţiabile M în ipoteza că M admite o $SO(n)$-structură integrabilă. Acest lucru din cauză că transformările $T \in SO(n)$ au proprietatea că se comută cu L_p.

Acest lucru se poate verifica printr-un calcul elementar, arătînd că pentru $T \in SO(n)$ cu matricea $\mathfrak{a} = \| a_{ij} \|$ are loc

$$\begin{vmatrix} a_{i_1 j_1} & \ldots & a_{i_1 j_p} \\ \vdots & & \vdots \\ a_{i_1 j_p} & \ldots & a_{i_p j_p} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} a_{i_{p+1} j_{p+1}} & \ldots & a_{i_n j_{p+1}} \\ \vdots & & \vdots \\ a_{i_m j_{p+1}} & \ldots & a_{i_n j_n} \end{vmatrix}$$

pentru orice $1 \leqslant i_1 < i_2 < \ldots < i_p \leqslant n$; $1 \leqslant i_{p+1} < \ldots < i_n \leqslant n$; $1 \leqslant j_1 < \ldots < j_p \leqslant n$; $1 \leqslant j_{p+1} < \ldots < j_n \leqslant n$ şi $\{i_1 \ldots i_n\} = \{1, \ldots, n\}$; $\{j_1 \ldots j_n\} = \{1, \ldots, n\}$. De aici rezultă că:

Observaţia 2. Folosind identităţile lui Jacobi se arată cu uşurinţă că singurele transformări $T \in GL(n, R)$ pentru care are loc $L_p \circ T = T \circ L_p$, cu $1 \leqslant p < n \neq 2p$ sînt transformările $T \in SO(n)$ [4]. De aici rezultă că $T \in SO(n)$ dacă şi numai dacă pentru orice $1 \leqslant p < n \neq 2p$ are loc

$$\begin{vmatrix} a_{i_1 j_1} & \ldots & a_{i_1 j_p} \\ \vdots & & \vdots \\ a_{i_1 j_p} & \ldots & a_{i_p j_p} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} a_{i_{p+1} j_{p+1}} & \ldots & a_{i_n j_{p+1}} \\ \vdots & & \vdots \\ a_{i_{p+1} j_n} & \ldots & a_{i_n j_n} \end{vmatrix} \quad (*)$$

unde $1 \leqslant i_1 < \ldots < i_p \leqslant n$; $1 \leqslant i_{p+1} < \ldots < i_n \leqslant n$; $1 \leqslant j_1 < \ldots < j_p \leqslant n$; $1 \leqslant j_{p+1} < \ldots < j_n \leqslant n$ şi $\{i_1, \ldots, i_n\} = \{1, \ldots, n\} = \{j_1, \ldots j_n\}$.

Pentru $p=1$ această proprietate este clasica definiție a grupului $SO(n)$.

Rezultă de aici că pentru definiția grupului $SO(n)$ se poate folosi următoarea afirmație: $T \in SO(n)$ dacă și numai dacă există un număr natural p, $1 \leqslant p < n$, $2p \neq n$ astfel încît să avem (*).

Dacă relațiile (*) sînt verificate pentru un număr natural p $1 \leqslant p \leqslant n$, $2p \neq n$, atunci vor avea loc pentru orice p, $1 \leqslant p < n$.

Teoremă Condiția necesară și suficientă ca pe o varietate diferențiabilă M de dimensiune n să existe o $SO(n)$ - structură integrabilă, cu hărțile corespunzătoare (U_i, φ_i) este ca să existe un număr natural p, $1 \leqslant p < n$, $2p \neq n$, astfel încît oricare ar fi $\omega \in \Omega^p(M)$ cu

$$\omega = \sum_{1 \leqslant i_1 < \ldots < i_p \leqslant n} a_{i_1 \ldots i_p}(x) \cdot dx_{i_1} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{i_p}$$

în harta (U_i, φ_i) să aibă loc

$$\overline{\omega} = \sum_{\{i_1, \ldots, i_n\} = \{1, \ldots, n\},\ i_{p+1} < \ldots < i_n} (-1)^{i_1 + \ldots + i_p - \frac{p(p+1)}{2}} \cdot a_{i_1 \ldots i_p}(x)\, dx_{i_{p+1}} \Lambda \ldots \Lambda dx_{i_n}$$

în harta (U_i, φ_i) să definească o $(n-p)$ - formă diferențiabilă pe M.

Demonstrație. Trebuie arătat că transformările de coordonate în punctele $x \in U_i \cap U_j$ sînt din $SO(n)$. Fie $\omega \in \Omega^p(M)$

$$\omega = \sum_{1 \leqslant i_1 < \ldots < i_p \leqslant n} a_{i_1 \ldots i_p}(x)\, dx_{i_1} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{i_p}$$

în harta (U_i, φ_i), avem

$$\overline{\omega} = \sum_{i_{p+1} < \ldots < i_n\,;\ \{i_1 \ldots i_n\} = \{1, \ldots, n\}} (-1)^{i_1 + \ldots + i_p - \frac{p(p+1)}{2}} a_{i_1 \ldots i_p}(x)\, dx_{i_{p+1}} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{i_n}$$

Dacă se trece în harta (U_j, φ_j) vom avea

$$T(\overline{\omega}) = \sum_{1 \leqslant j_{p+1} < \ldots < j_n \leqslant n} C_{j_{p+1} \ldots j_n}(x)\, dx_{j_{p+1}} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{j_n};$$

$$T(\omega) = \sum_{1 \leqslant i_{p+1} < \ldots < i_p \leqslant n} b_{i_1 \ldots i_p}(x)\, dx_{i_1} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{i_p}$$

Cum aplicația L_p este global definită trebuie ca $T(\overline{\omega}) = \overline{T(\omega)}$ adică $b_{i_1 \ldots i_p}(x) = (-1)^{i_1 + \ldots + i_p - \frac{p(p+1)}{2}} \cdot C_{j_{p+1} \ldots j_n}(x)$ pentru orice $x \in U_i \cap U_j$. De aici se deduce că matricea transformării are proprietatea că orice determinant minor de ordon p este egal cu determinantul minor complementar, adică dacă π este matricea de trece atuncire

$$\begin{vmatrix} a_{i_1 j_1} & \cdots & a_{i_p j_1} \\ \vdots & & \vdots \\ a_{i_1 j_p} & \cdots & a_{i_p j_p} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} a_{i_{p+1} j_{p+1}} & \cdots & a_{i_n j_{p+1}} \\ \vdots & & \vdots \\ a_{i_{p+1} j_n} & \cdots & a_{i_n j_n} \end{vmatrix}$$

Cum rezultă din observația 2, aceasta înseamnă $T \in SO(n)$.

Invers, se verifică cu ușurință că dacă pe varietatea diferențiabilă M există o $SO(n)$ - structură integrabilă, atunci aplicațiile $L_p : \Omega^p(M) \to \Omega^{n-p}(M)$ definite prin formula

$$L_p\left(\sum_{1 \leqslant i_1 < \ldots < i_p \leqslant n} a_{i_1 \ldots i_p}(x)\, dx_{i_1} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{i_p}\right) = \sum_{\{i_1 \ldots i_n\} = \{1, \ldots, n\}} (-1)^{i_1 + \ldots + i_p - \frac{p(p+1)}{2}} \cdot a_{i_1 \ldots i_p}\, dx_{i_{p+1}} \Lambda \ldots \Lambda\, dx_{i_n}$$

în harta (U_i, φ_i) sînt global definite.

Consecinţă. Condiţia necesară şi suficientă ca pe varietatea diferenţiabilă M să existe o $SO(n)$-structură integrabilă este ca să existe hărţile de coordonate (U_i, φ_i), numărul natural p, $1 \leqslant p < n$, şi o p-formă $\omega \in \Omega^p(M)$,

$$\omega = \sum_{1 \leqslant i_1 < \ldots < i_p \leqslant n} a^{i_1 \ldots i_p}(x) \cdot dx_{i_1} \Lambda \ldots \Lambda dx_{i_p}$$

în harta (U_i, φ_i), cu proprietatea

$$\sum_{1 \leqslant i_2 < \ldots < i_p \leqslant n} |a_{i_1 \ldots i_p}| \neq 0$$

în orice hartă (U_i, φ_i) astfel încît expresiile

$$\sum_{1 \leqslant i_{p+1} < \ldots < i_n \leqslant n;\ \{i_1 \ldots i_n\} = \{1, \ldots, n\}} (-1)^{i_1 + \ldots + i_p - \frac{p(p+1)}{2}} \cdot a_{i_1 \ldots i_p}\, dx_{i_{p+1}} \Lambda \ldots \Lambda dx_{i_n}$$

să definească o $(n-p)$-formă diferenţiabilă pe M.

Demonstraţie. Se ştie că varietatea diferenţiabilă admite o $O(n)$ - structură [4]. Făcînd produsul exterior dintre p-forma dată în teoremă şi $(n-p)$ - forma construită în teoremă se obţine o formă de volum

$$\left(\sum_{1 \leqslant i_1 < \ldots < i_p \leqslant n} a^2_{i_1 \ldots i_r}(x) \right) dx_1 \Lambda \ldots \Lambda dx_n$$

ceea ce înseamnă că varietatea este orientabilă, hărţile date în teoremă fiind tocmai hărţile corespunzătoare pentru $SO(n)$ - structura integrabilă cerută.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Cartan, Les sistemes differentiells exterieurs et leurs applications géometriques. Hermann, Paris, 1945.
2. G. de Rham, Variétés differentiables, Hermann Paris, 1960.
3. J. Martinet, Sur les singularités des formes Differentielles, Annales de L'Institut Fourier, 20, 1, 1970.
4. D. Rendi, Despre adjuncta unei transformări (va apare).
5. D. Rendi şi B. Rendi, Sur le rang des p-formes (preprint Univ. Timişoara 1975).
6. B. Rendi, Sur la form canonique des p-formes (preprint Univ. Timişoara, 1976),

SO (n)-STRUCTURES SUR LES VARIÉTÉ DIFFERENTIABLES

RÉSUMÉ

Dans cette note les auteurs donnent des conditions necessaires et suffisantes pour l'existence d'une $So(n)$ - structure integrable sur une variété diffèrentiables.

O GENERALIZARE A ASIMPTOTICII CU AJUTORUL NEUTRICELOR

DE

GH. HALIC

Teoria neutricelor îşi datoreşte apariţia, insuficienţei analizei clasice, în modelarea unor laturi ale realităţii. Dacă unei mărimi, care în realitate are un sens bine determinat, în modelul matematic îi corespunde o reprezentare lipsită de sens, atunci se impune necesitatea lărgirii modelului în aşa fel, încît reprezentarea mărimii respective să primească un sens convenabil. Teoria neutricelor poate lărgi analiza clasică pe mai multe căi, înglobînd întreaga teorie a însumării generalizate, teoria distribuţiilor, teoria operatorilor în sens Mikusinski etc. [5].

În acest articol, vom prezenta una din cele mai simple căi pe care teoria neutricelor poate lărgi analiza clasică, precum şi rezultatele obţinute pe această cale, în generalizarea asimptoticii.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 22 (36) **Fascicola 2—1977**

§ 1. NOȚIUNI FUNDAMENTALE DE TEORIA NEUTRICELOR

1. Fie X o mulțime de numere reale, iar N, o mulțime de funcții reale, definite pe X.

Spunem că N formează o neutrice, dacă este un grup aditiv și verifică următoarea „condiție de neutricialitate" : dacă există o funcție $\nu \in N$ și un număr real Υ, astfel ca, pentru orice $\xi \in X$. $\nu(\xi) = \Upsilon$, atunci $\Upsilon = 0$.

2. Fie f o funcție reală definită pe X.

Despre neutricea N spunem că neutralizează funcția f, dacă există un număr real Υ, astfel că, oricare ar fi $\xi \in X$, are loc relația

$$f(\xi) = \Upsilon + \nu(\xi). \tag{1}$$

3. Se arată ușor că, dacă neutricea N neutralizează funcția f, atunci constanta Υ este bine determinată de funcția f și de neutricea N. Constanta γ din relația (1) o numim „valoare neutralizată a lui f de neutricea N" și o notăm cu simbolul $f(N)$.

4. Despre neutricea N spunem că admite înmulțirea cu numere reale, dacă, odată cu funcția $\nu \in N$, conține și funcția $\alpha\nu$, α fiind un număr real oarecare. Despre neutricea N spunem că este închisă față de înmulțire, dacă, odată cu funcțiile μ și ν, conține și funcția $\mu\nu$.

5. Fie x_0, un punct de acumulare al mulțimii X. Notăm cu Z, mulțimea formată din funcțiile definite pe X, care au limita 0 pe punctul x_0. Se arată ușor că Z formează o neutrice. Fie N, o altă neutrice, formată din funcții definite pe X, cu proprietatea $Z \subset N$.

Se demonstrează ușor următoarea afirmație :

Dacă funcția f are limită finită pe punctul x_0, atunci

$$\lim_{\xi \to x_0} f(\xi) = f(N).$$

Se observă că $f(N)$ poate să aibă sens și atunci cînd f nu are limită finită pe x_0, dacă neutricea N este aleasă în mod convenabil. Luînd în loc de limita unei funcții pe punctul x_0, valoarea neutralizată a lui f de neutricea N, se obține o lărgire a noțiunii de convergență din analiza clasică.

§ 2. O GENERALIZARE A ASIMPTOTICII

Fie X o mulțime de numere reale, f și g, două funcții reale definite pe X, iar N, o neutrice formată din funcții definite pe X.

Definiția 1. Spunem că „f este neglijabil în raport cu g în sensul lui N", și scriem $f = n(g)$, dacă $f/g \in N$.

Propoziția 1. Dacă $f_1 = n(g)$ și $f_2 = n(g)$, atunci și $f_1 + f_2 = n(g)$.

Propoziția 2. Dacă N admite înmulțirea cu numere reale și dacă $f = n(g)$, atunci, oricare ar fi numărul real c, $cf = n(g)$.

Propoziția 3. Dacă N este închis față de înmulțire, atunci $f_1 = n(g_1)$ și $f_2 = n(g_2)$ implică $f_1 f_2 = n(g_1 g_2)$.

Propoziția 4. Dacă f/g este neutralizat de N, atunci are loc relația $f = f/g\,(N) + n(g)$ și reciproc : dacă are loc relația $f = cg + n(g)$, unde c este un număr real, atunci f/g este neutralizat de N și $c = f/g\,(N)$.

În cele ce urmează, vom considera că neutricea N admite înmulțirea cu numere reale și este închisă față de înmulțire.

Definiția 2. Mulțimea E de funcții definite pe X se numește „scală asimptotică în sensul neutricei N", dacă verifică următoarele două condiții :

(i) E este un semigrup multiplicativ cu unitate, format din funcții ce nu se anulează pe X.

(ii) Pentru orice e', $e'' \in E$, $e' \neq e''$, are loc cel puțin una din relațiile : $e'/e'' \in N$, $e''/e' \in N$.

Proprietăți imediate

a) Pentru orice e', $e'' \in E$, $e' \neq e''$, poate avea loc cel mult una din relațiile $e'/e'' \in N$, $e''/e' \in N$.
b) E nu poate conține nici o constantă diferită de unitate.
c) Pentru nici un $e \in E$ nu poate avea loc relația $e = n(e)$.
d) Dacă e_i, $e_j \in E$ și $e_i \neq e_j$, atunci are loc una și numai una din relațiile : $e_i = n(e_j)$ sau $e_j = n(e_i)$.
e) Dacă e_i, e_j, $e_k \in E$, $e_i = n(e_j)$, $e_j = n(e_k)$, atunci $e_i = n(e_k)$.
f) Dacă e_i, $e_j \in E$ și $f = n(e_j)$, atunci $e_i f = n(e_i e_j)$
g) Dacă e_i, $e_j \in E$ și $f = n(e_i)$, $g = n(e_j)$, atunci $fg = n(e_i e_j)$.

Pe baza proprietăților scalei asimptotice în raport cu neutricea N, se poate demonstra următoarea propoziție.

Propoziţia 5. Scala asimptotică E, în sensul neutricei N este un semigrup ordonat de relaţia „$\prec$", definită astfel : $e_i \prec e_j$ dacă şi numai dacă $e_i = n(e_j)$.

Definiţia 3. Spunem că f are „parte principală în raport cu E în sensul lui N", dacă există $e \in E$ şi un număr real nenul c, astfel ca

$$f = ce + n(e). \tag{2}$$

Termenul ce din relaţia (2) se numeşte „parte principală a lui f în raport cu E în sensul lui N".

Propoziţia 6. Dacă funcţia f are o parte principală în raport cu o scală în sensul unei neutrici, atunci această parte principală este unică.

Demonstraţia acestei proporziţii se face prin reducere la absurd.

În continuare, presupunem că pentru orice numere naturale i, j, care verifică inegalităţile $1 \leqslant i < j \leqslant s$, are loc e_i, $e_j \in E$ şi $e_j \prec e_i$.

Definiţia 4. O reprezentare a funcţiei f sub forma

$$f = c_1 e_1 + c_2 e_2 + \ldots + c_s e_s + n(e_s), \tag{3}$$

în care c_i sînt numere reale oarecari, c_1 fiind diferit de zero, se numeşte „dezvoltare asimptotică după scala E în sensul lui N, de precizie e_s".

Folosind propoziţia 6, se demonstrează prin inducţie că are loc :

Propoziţia 7. Dacă f admite o dezvoltare asimptotică după E în sensul lui N, de precizie e_s, atunci acea dezvoltare este determinată în mod unic de către f, E, N, s.

Considerăm X, N, E cu semnificaţiile de pînă acum şi fie f şi g două funcţii reale definite pe X. Presupunem că f şi g au dezvoltările asimptotice după E în sensul lui N, de precizie e_s respectiv e_t :

$$f = \sum_{i=1}^{s} c_i' e_i' + n(e_s'), \qquad (e_s' \prec e_{s-1}' \prec \ldots \prec e_1')$$

$$g = \sum_{j=1}^{t} c_j'' e_j'' + n(e_t''), \qquad (e_t'' \prec e_{t-1}'' \prec \ldots \prec e_1'')$$

Propoziţia 8. Suma dezvoltărilor asimptotice ale funcţiilor f şi g este egală cu dezvoltarea asimptotică a sumei $f+g$, după aceeaşi scală, în sensul aceleiaşi neutrici, dar de precizie $e = \max\{e_s', e_t''\}$.

Propoziţia 9. Produsul dezvoltărilor asimptotice ale funcţiilor f şi g este egal cu dezvoltarea asimptotică a produsului fg, după aceeaşi scală, în sensul aceleiaşi neutrici dar de precizie $e = max\ \{e_s' e_1'', e_1' e_t''\}$.

Observaţie finală. Dacă considerăm neutricea Z introdusă la începutul lucrării şi scala asimptotică $E = \{(x - x_0)^\alpha,\ \alpha = \text{întreg nenegativ}\}$, atunci dezvoltările asimptotice după E, în sensul lui Z, vor fi tocmai dezvoltările tayloriene. De aici se vede că teoria prezentată este o generalizare a asimptoticii clasice.

BIBLIOGRAFIE

1. Corput, J. G. Van der „Introduction to the Neutrix Calculus" Journal d'Analyse Mathematique 7, 1959–60, pp. 281–399.
2. Corput, J. G. Van der „Neutrix Calculus I", Indagationes Mathematicae 22, 1960, pp. 115–123.
3. Dieudonné, J. „Calcul infinitesimal" Hermann Paris 1968.
4. Halic, G. „Sur une relation dans le calcul des neutrices", Reuve d'Analyse numérique et de la théorie de l'approximation 3, 1974, pp. 167–171.
5. Halic, G. „Contribuţii la teoria neutricelor" teza de doctorat.

UNE GÉNÉRALISATION DE L'ASYMPTOTIQUE A L'AIDE DES NEUTRICES

(RÉSUMEÉ)

La théorie des neutrices peut élargir l'analyse classique dans plusieurs directions, en englobant la théorie de la sommation généralisée, la théorie des distributions, la théorie des opérateurs de Mikusinski, etc. Dans cet article, on expose l'une de vcies, dans laquelle la théorie, donne une extension de l'asymptotique.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

OPERATORUL DE COVARIANŢĂ AL MĂSURILOR DE PROBABILITATE DEFINITE ÎN SPAŢIUL BANACH AL MĂSURILOR REALE ŞI MĂRGINITE

DE

O. LIPOVAN

1°. Fie $\Omega \subset \mathbf{R}^n$ o submulţime mărginită şi închisă şi spaţiul cu măsură $(\Omega, \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 \dots f_n} \cap \Omega, \mu)$ unde $f_i : \mathbf{R} \to \mathbf{R}$ $(i=1, 2, \dots n)$ sînt funcţii crescătoare şi continui la stînga în orice punct din $\mathbf{R}$, $\mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 \dots f_n}$ este σ — algebra mulţimilor măsurabile Lebesgue-Stieltjes generată de f_i, $(i=1, 2, \dots n)$ iar $\mu : \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 \dots f_n} \cap \Omega \to \mathbf{R}_+$ măsura Lebesgue-Stieltjes definită de aceste funcţii. Se ştie [3] pag. 105 că mulţimea $\mathfrak{M}(\Omega, \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 \dots f_n} \cap \Omega)$ a tuturor măsurilor reale şi mărginite este un spaţiu Banach cu norma $\| \nu \| = | \nu | (\Omega)$ unde $| \nu |$ este variaţia totală a măsurii ν.

Fie mulţimea : $Q^n = \{ q_i \mid q_i = (t^i_1, t^i_2, \dots, t^i_n),\ t^i_j \in Q,\ i \in N,\ 1 \leqslant j \leqslant n \}$, $Q^n \subset \mathbf{R}^n$. Notînd cu $\delta_{q_i} : \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 \dots f_n} \cap \Omega \to [0, 1]$, măsura degenerată în q_i, vom considera mulţimea de măsuri

$$\mathfrak{M}_0 = \left\{ \lambda \mid \lambda = \sum_{i \in N} a_i \delta_{q_i},\ a_i \in \mathbf{R},\ \sum_{i=1}^{\infty} | a_i | < \infty \right\}$$

Se constată că $\mathfrak{M}_0 \subset \mathfrak{M}(\Omega, \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 \dots f_n} \cap \Omega)$ şi este un spaţiu Banach cu bază Schauder, unde mulţimea

$$\mathfrak{N}_0 = \left\{ \lambda_n \mid \lambda_n = \sum_{i \in N} a^{(n)}_i \delta_{q^{(n)}_i},\ \begin{matrix} a^{(n)}_i = 1 & \text{dacă } i = n \\ a^{(n)}_i = 0 & \text{dacă } i \neq n \end{matrix} \right\}$$

este baza numărabilă.

Notăm cu $\mathfrak{B}(\mathfrak{M}_0)$ σ - algebra mulţimilor boreliene din spaţiul Banach $\mathfrak{M}_0$ şi cu $\mathfrak{M}_0^*$ dualul său topologic.

Definiţia 1

Fie τ o măsură de probabilitate definită pe $\mathfrak{B}(\mathfrak{M}_0)$ astfel ca

$$\int_{\mathfrak{M}_0} \| \lambda \|^2 \, d\tau(\lambda) < \infty$$

O măsură $\mu_0 \in \mathfrak{M}_0$ se va numi măsură medie pentru τ dacă pentru orice $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$ avem $\mathcal{F}(\mu) = \int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}(\mu) \, d\tau(\mu)$.

În consecinţă măsura medie a măsurii de probabilitate τ poate fi dată de ajutorul integralei Bochner din spaţiul $\mathfrak{M}_0$ prin

$$\mu_0 = (B) \int_{\mathfrak{M}_0} \mu \, d\tau(\mu)$$

Faptul că μ_0 există şi este bine definită rezultă din condiţia $\int_{\mathfrak{M}_0} \| \mu \|^2 \, d\tau(\mu) < \infty$ şi din faptul că aplicaţia identică $\mu \longmapsto \mu$ din $\mathfrak{M}_0$ în $\mathfrak{M}_0$ este tare măsurabilă prin raport cu $\mathfrak{B}(\mathfrak{M}_0)$.

Existenţa şi definirea operatorului de covarianţă al unei măsuri de probabilitate este cunoscută în cazul spaţiilor l^P $(p \geqslant 1)$ din [4].

În prezenta lucrare vom da o definiţie a operatorului de covarianţă al unei măsuri de probabilitate din spaţiul $\mathfrak{M}_0$, cu ajutorul integralei Bochner, punînd în evidenţă o serie de proprietăţi ale acestui operator.

Definiţia 2

Se numeşte operator de covarianţă S al măsurii de probabilitate τ, o aplicaţie a lui $\mathfrak{M}_0^*$ în $\mathfrak{M}_0$, definită prin $S(\mathcal{F}) = (B) \int_{\mathfrak{M}_0} (\mu - \mu_0) \, \mathcal{F}(\mu - \mu_0) \, d\tau(\mu)$ pentru orice $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$.

Existența integralei Bochner rezultă din faptul că aplicația $\mu \longmapsto (\mu-\mu_0)\,\mathcal{F}\,(\mu-\mu_0)$ cu $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$ este tare măsurabilă prin raport cu $\mathfrak{B}(\mathfrak{M}_0)$, deoarece ea este slab măsurabilă iar spațiul $\mathfrak{M}_0$ este separabil. De asemenea:

$$\int_{\mathfrak{M}_0} \|(\mu-\mu_0)\,\mathcal{F}\,(\mu-\mu_0)\|\,d\tau\,(\mu) \leqslant \int_{\mathfrak{M}_0} \|\mu-\mu_0\|^2 \|\mathcal{F}\|\,d\tau(\mu) \leqslant \|\mathcal{F}\| \int_{\mathfrak{M}_0} \|\mu-\mu_0\|^2\,d\tau\,(\mu) < \infty$$

deoarece μ_0 este fixat iar $\int_{\mathfrak{M}_0} \|\mu\|^2\,d\tau\,(\mu) < \infty$

2°.

Teorema 1. Operatorul S este un operator liniar și mărginit. Demonstrația acestei teoreme este imediată.

Teorema 2. Pentru orice $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$, $\mathcal{G} \in \mathfrak{M}_0^*$ avem:

$$\mathcal{F}\,(S\,(\mathcal{G})) = \mathcal{G}\,(S\,(\mathcal{F})) \quad \text{și} \quad \mathcal{F}\,(S(\mathcal{F})) \geqslant 0$$

Demonstrație. Deoarece orice funcție integrabilă Bochner este integrabilă în sensul Pettis [5] și cele două integrale coincid, avem pentru orice $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$ și $\mathcal{G} \in \mathfrak{M}_0^*$

$$\mathcal{F}\,(S\,(\mathcal{G})) = \mathcal{F}\,[(B)\int_{\mathfrak{M}_0} (\mu-\mu_0)\,\mathcal{G}\,(\mu-\mu_0)\,d\tau\,(\mu)] = (B)\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}\,(\mu-\mu_0)\,\mathcal{G}\,(\mu-\mu_0)\,d\tau\,(\mu) = \mathcal{G}\,(S\,(\mathcal{F}))$$

De asemenea

$$\mathcal{F}\,(S\,(\mathcal{F})) = (B)\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}\,(\mu-\mu_0)\,\mathcal{F}\,(\mu-\mu_0)\,d\tau\,(\mu) = (B)\int_{\mathfrak{M}_0} [\mathcal{F}\,(\mu-\mu_0)]^2\,d\tau\,(\mu) \geqslant 0$$

Fie $\{\delta_{q_n}\}_{n\in N}$ baza Schauder a spațiului $\mathfrak{M}_0$ și fie $\{\mathcal{F}_n\}_{n=1}^{\infty} \subset \mathfrak{M}_0^*$ funcționalele coordonate ale lui $\{\delta_{q_n}\}_{n\in N}$, adică $\mathcal{F}_j\,(\lambda) = \mathcal{F}_j\left(\sum_{n=1}^{\infty} a_n \delta_{q_n}\right) = a_j$ pentru orice $\lambda \in \mathfrak{M}_0$ și $j \in N$.

Fie τ o măsură de probabilitate definită pe σ-algebra $\mathfrak{B}(\mathfrak{M}_0)$ a cărui măsură medie μ_0 este dentic nulă, și astfel că

$$\int_{\mathfrak{M}_0} \|\mu\|^2\,d\tau\,(\mu) < \infty$$

Teorema 3. Operatorul de covarianță al măsurii τ, $S : \mathfrak{M}_0^* \to \mathfrak{M}_0$ este dat de expresia:

$$S(\mathcal{F}) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_n\,(\mu)\,\mathcal{F}\,(\mu)\,d\tau\,(\mu)\right] \delta_{q_n}$$

pentru orice $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$.

Demonstrație. Se observă că:

$$\left|\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_n\,(\mu)\,\mathcal{F}\,(\mu)\,d\tau\,(\mu)\right| \leqslant \|\mathcal{F}_n\| \cdot \|\mathcal{F}\| \cdot \int_{\mathfrak{M}_0} \|\mu\|^2\,d\tau\,(\mu) < \infty$$

din ipoteza formată asupra lui τ, pentru orice $n \in N$.

Să demonstrăm în continuare convergența seriei în topologia normei din $\mathfrak{M}_0$. Vom avea:

$$\left\|\sum_{k=n+1}^{n+p} \left[\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_k\,(\mu)\,\mathcal{F}\,(\mu)\,d\tau\,(\mu)\right] \delta_{q_n}\right\| = \left\|\sum_{k=n+1}^{n+p} (B)\int_{\mathfrak{M}_0} \delta_{q_k} \mathcal{F}_k\,(\mu)\,\mathcal{F}\,(\mu)\,d\tau\,(\mu)\right\| =$$

$$= \left\|(B)\int_{\mathfrak{M}_0} \left[\sum_{k=n+1}^{n+p} \delta_{q_k} \mathcal{F}_k\,(\mu)\right] \mathcal{F}\,(\mu)\,d\tau\,(\mu)\right\| \leqslant \int_{\mathfrak{M}_0} \left\|\mathcal{F}\,(\mu)\left(\sum_{k=n+1}^{n+p} \delta_{q_k} \mathcal{F}_k\,(\mu)\right)\right\| d\tau\,(\mu) =$$

$$= \int_{\mathfrak{M}_0} |\mathcal{F}\,(\mu)| \cdot \left\|\sum_{k=n+1}^{n+p} \delta_{q_k} \mathcal{F}_k\,(\mu)\right\| d\tau\,(\mu).$$

Dar $\left\|\sum_{k=n+1}^{n+p} \delta_{q_k} \mathcal{F}_k\,(\mu)\right\| \xrightarrow{n\to\infty} 0$, $p \geqslant 1$ arbitrar, deoarece pentru orice $\mu \in \mathfrak{M}_0$, $\mu = \sum_{k=1}^{\infty} \mathcal{F}_k(\mu)\,\delta_{q_k}$.

Din principiul mărginirii uniforme [6] a teoremei lui Lebesgue de convergentă dominată, avem în continuare

$$\left\| \sum_{k=n+1}^{n+p} \left[\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_k(\mu)\ \mathcal{F}(\mu) d\tau(\mu) \right] \delta_{q_n} \xrightarrow[n\to\infty]{} 0, \qquad p \geqslant 1 \text{ arbitrar.}$$

Deoarece $\mathfrak{M}_0$ este un spaţiu Banach, rezultă existenţa unui element din $\mathfrak{M}_0$, către care seria este convergentă. Deci operatorul S este un operator liniar, bine definit, ce aplică $\mathfrak{M}_0^*$ în $\mathfrak{M}_0$.

Pentru orice $\mathcal{G} \in \mathfrak{M}_0^*$, avem : $\mathcal{G}(S(\mathcal{F})) = \mathcal{G}\left(\sum_{n=1}^{\infty} \left[\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_n(\mu)\, \mathcal{F}(\mu)\, d\tau(\mu) \right] \delta_{q_n} \right) = \sum_{n=1}^{\infty} \left[\int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_n(\mu) \cdot \right.$

$$\left. \cdot \mathcal{F}(\mu)\, d\tau(\mu) \right] \mathcal{G}(\delta_{q_n}) = \sum_{n=1}^{\infty} \int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}_n(\mu)\, \mathcal{F}(\mu)\, \mathcal{G}(\delta_{q_n})\, d\tau(\mu) = \int_{\mathfrak{M}_0} \left(\sum_{n=1}^{\infty} \mathcal{G}(\delta_{q_n})\, \mathcal{F}_n(\mu)\, \mathcal{F}(\mu) \right) d\tau(\mu)$$

Dar $\sum_{n=1}^{\infty} \mathcal{G}(\delta_{q_n})\, \mathcal{F}_n(\mu)\, \mathcal{F}(\mu) = \mathcal{G}(\mu)\, \mathcal{F}(\mu)$ pentru orice $\mu \in \mathfrak{M}_0$.

De aceea avem : $\mathcal{G}(S(\mathcal{F})) = \int_{\mathfrak{M}_0} \mathcal{F}(\mu)\, \mathcal{G}(\mu)\, d\tau(\mu)$ pentru orice $\mathcal{F} \in \mathfrak{M}_0^*$ $\mathcal{G} \in \mathfrak{M}_0^*$. Din teorema 2, rezultă că S este operatorul de covarianţă al măsurii de probabilitate τ, a cărui măsură medie este identic nulă.

BIBLIOGRAFIE

1. P. R. Halmos, Measure Theory, New York, 1964.
2. J. Garsoux, Analyse mathematique, Dunod, Paris, 1968.
3. Jacques Neveu, Bases mathematiques de calcul des probabilités, Masson et Cie Paris, 1964.
4. Vakhania N. (1956) Sur une repartition de probabilités dans les espaces de suites numeriques, C. R. Acad. Sci. Paris 260, 1 560—1 562.
5. E. Hille, R. Phillips, Functional analysis and semigroups, Amer. Math. Soc. Colloq. 1957.
6. G. Marinescu, Tratat de analiză funcţională, Editura Academiei R.S.R., 1970.

L'OPÉRATEUR DE COVARIANCE DES MESURES DE PROBABILITÉ DÉFINIES DANS L'ESPACE DE BANACH DES MESURES RÉELLES ET BORNÉES

/RÉSUMÉ/

Dans le présent travail on donne à l'aide d'intégrale de Bochner une definition de l'opérateur de covariance d'une mesure de probabilité définie sur la σ-algèbre des ensembles de Borel dans un espace de mesures réelles et bornées $\mathfrak{M}_0$, et on met en évidence plusieurs propriétés de cet opérateur.

ASUPRA LEGĂTURII DINTRE RELAŢIILE DE CONGRUENŢĂ ŞI IDEALELE NEUTRE ALE LATICELOR

DE

CARMENCITA UROŞU

Definiţie. Printr-un ideal neutru al unei latici L se înţelege un ideal care este element neutru în laticea idealelor laticei date.

Teorema I. Condiţia necesară şi suficientă ca idealul I al laticei L să fie neutru este ca pentru fiecare element $t \in L$ care satisface inegalitatea :

$$t \leqslant (x \vee a) \wedge (y \vee b)\ ; \quad x, y \in I\ ; \quad a, b \in L$$

să existe un element $z \in I$ astfel ca : $t \leqslant z \vee (a \wedge b)$

Demonstrație. Din condiția $t \in (I \vee I_1) \cap (I \vee I_2)$ rezultă $t \leqslant (x \vee a) \wedge (y \vee b)$; $x, y \in I$, $a \in I_1$, $b \in I_2$ și deci există un element $z \in I$ astfel ca $t \leqslant z \vee (a \wedge b)$.
Deoarece : $a \wedge b \in I_1 \wedge I_2$ rezultă că $t \in I \vee (I_1 \wedge I_2)$ și deci I este un ideal neutru.
Reciproc, dacă $I \vee (I_1 \wedge I_2) = (I \vee I_1) \wedge (I \vee I_2)$ avem :

$$t \leqslant (x \vee a) \wedge (y \vee b) ; \quad x, y \in I, \quad a \in I_1, \quad b \in I_2$$

ceea ce implică : $t \in (I \vee (a]) \wedge (I \vee (b])$ și deci $t \in I \vee (a \wedge b)$. Înseamnă că există $\exists z \in I$ și $t \leqslant z \vee (a \wedge b)$.

Observație. Un ideal principal $[a]$ al unei latici L este neutru *d.* și *n.d.* el este un element neutru al laticei considerate.
Dacă a este un element neutru într-o latice oarecare cu O, atunci idealul principal $[o, a]$ coincide cu o clasă de elemente congruente prin endomorfismul : $\varphi_a(x) = x \vee a$.

Teorema 2. Într-o latice relativ complementată cu O care satisface condiția de maximalitate, fiecare relație de congruență se asociază cu un endomorfism laticeal $x \xrightarrow{\varphi_a} x \vee a$ unde a este un element neutru. Idealul $[o, a]$ este nucleul congruenței.

Demonstrație. Dacă laticea cu O este relativ complementată și satisface condiția de maximalitate (echivalentă conform teoremei lui Dilworth cu faptul că orice ideal este principal), atunci pentru orice relație de congruență θ, idealul elementelor $x \equiv O(\theta)$ este idealul principal $[O, a]$. Se știe că pentru o latice mărginită inferior, relativ complementată, două elemente x și y sînt congruente după o oarecare relație de congruență θ d. și n.d. orice complement relativ a lui $x \wedge y$ în $[O, x \vee y]$ se află în nucleul lui θ. Deci $x \equiv y(\theta)$ în L *d* și *n. d.* $\exists W \in [O, a]$ și W are proprietatea : $W \wedge (x \wedge y) = 0$; $W \vee (x \wedge y) = x \vee y$. De aici rezultă :

$$x \vee a = x \vee W \vee a \geqslant (x \wedge y) \vee W \vee a = x \vee y \vee a \geqslant y \vee a$$

și analog :

$$y \vee a = y \vee W \vee a \geqslant (x \wedge y) \vee W \vee a = x \vee y \vee a \geqslant x \vee a$$

Deci $x \vee a = y \vee a$ sau $\varphi_a(x) = \varphi_a(y)$.

Reciproc, din $x \vee a = y \vee a$ și $a \equiv O(\theta)$ rezultă $x = x \vee O = y \vee O \equiv y(\theta)$ și deci $x \equiv y(\theta) \leftrightarrow x \vee a = y \vee a$ implică că φ_a este un endomorfism. Rezultă că a este un element neutru.
Se știe că orice latice modulară și complementară este relativ complementată. Ca o consecință a teoremei precedente se obține următorul rezultat :

Teorema 3. Relațiile de congruență pe o latice modulară și complementată L care are lungime finită, se află în corespondență bijectivă cu elementele neutre din L. Corespondența se face prin endomorfismul φ_a unde a este un element neutru.

Teorema 4. Într-o latice modulară orice ideal neutru este o clasă de elemente congruente printr-o oarecare relație de congruență laticeală.

Demonstrație. Fie N un ideal al laticei L și relația de echivalență definită pe L astfel :

$$x \equiv y(\theta) \leftrightarrow x \vee a = y \vee a$$

pentru un oarecare $a \in N$; $x, y \in L$.
Această relație este compatibilă cu operația V pentru orice latice și orice ideal. Dacă laticea este modulară și N este ideal neutru atunci are loc compatibilitatea și relativ la intersecție.
Pentru a demonstra că $x \equiv y(\theta)$ este suficient să se arate că $x \wedge u = y \wedge u$ deoarece $u \equiv v(\theta)$ implică $x \wedge u \equiv y \wedge u \equiv y \wedge v$. Are loc $x \equiv x \vee a$ deoarece există $a \in N$ și $x \vee a = x \vee a \vee a$. Deci : $x \equiv x \vee a = y \vee a \equiv y$ și rezultă că : $x \equiv y \leftrightarrow y \equiv x \vee a(\theta)$.
Pentru a demonstra că $x \wedge u \equiv y \wedge u$ vom arăta că această relație are loc dacă se ia în loc de y elementul $x \vee a$. Deoarece N este ideal neutru și conform modularității laticei avem că :

$$(x \wedge u) \vee a \equiv [(x \vee a) \wedge u] \vee a = (x \vee a) \wedge (u \vee a)$$

iar $t = (x \vee a) \wedge (u \vee a)$ implică existența unui element $z \in N$ astfel ca : $(x \vee a) \wedge (u \vee a) \leqslant z \vee (x \wedge u)$; $x, u \in L$. Are loc șirul de inegalități : $a \vee (x \wedge u) \leqslant (x \vee a) \wedge (u \vee a) \leqslant z \vee (x \wedge u) z \vee (x \wedge u) \leqslant a \vee z \vee (x \wedge u) \leqslant [(x \vee a) \wedge (u \vee a)] \vee Z \leqslant Z \vee (x \wedge u)$ de unde rezultă : $[(x \vee a) \wedge (u \vee a)] \vee Z = Z \vee [a \vee (x \wedge u)] = Z \vee (x \wedge u)$ și deoarece $Z \in N$ avem $(x \vee a) \wedge (u \vee a) \equiv a \vee (x \wedge u)$. Deci are loc $x \cap u \equiv (x \vee a) \wedge u$ și rezultă : $x \wedge u \equiv y \wedge u(\theta)$.

Teorema 5. Dacă L este o latice modulară complementară, relațiile de congruență se găsesc în corespondență bijectivă cu idealele neutre în L.

Demonstrație. Dacă I este un ideal neutru, rezultă conform teoremei precedente că există o relație de congruență cu nucleul I. Această congruență este unică.
Reciproc, fie θ o congruență pe L definită prin condiția : $x \equiv y(\theta) \leftrightarrow \exists W \in I\theta$ și $x \wedge y \wedge W = 0$ iar $(x \wedge y) \vee W = x \vee y$. Vom arăta că nucleul acestei congruențe este un ideal neutru. Fie $x, y \in I_\theta$ și $a, b \in L$.

Dacă $t \leqslant (x \vee a) \wedge (y \vee b)$ avem $(x \vee a) \wedge (y \vee b) \equiv (a \wedge b)\,(\theta)$ ceea ce înseamnă că $\exists W \in [0, (x \wedge a) \wedge (y \vee b)]$ și au loc relațiile:

$$(a \wedge b) \wedge W = 0\,; \quad (a \wedge b) \vee W = (x \vee a) \wedge (y \vee b)\,; \quad a \wedge b \leqslant (x \vee a) \wedge (y \vee b)$$

Dar $W = [(x \vee a) \wedge (y \vee b)] \wedge W \equiv 0$ și deci $W \in I_\theta$. Rezultă că există $W \in I_\theta$ și $t \leqslant WN\,(a \wedge b)$, adică idealul I este neutru.

BIBLIOGRAFIE

1. G. Birkhoff, Lattice Theory, rev. ed. New York: American Mathematical Society, 1948.
2. P. Crawley R. P. Dilworth, Algebraic theory of lattices, 1973.
3. G. Gratzer, E. T. Schmidt, Ideale and congruence relations in lattices Acta Math. Acad. Sci. Hung., 1958.

VON DEM ZUSAMMENHANG ZWISCHEN DEN KONGRUENZ RELATIONEN ÜBER DEN NEUTRALEN IDEALEN DER LATTICES

(ZUSAMMENFASSUNG)

In dieser Arbeit wird die Rolle der neutralen Ideale in der Theorie der Kongruenz der Lattices studiert. Es wird der Zusammenhang zwischen den neutralen Idealen und der Kongruenzrelationen für modulare Lattices festgelegt.

THE INFLUENCE OF ELECTRODES ON ELECTRO-LUMINISCENCE

BY

P. CRĂCIUN

1. INTRODUCTION

In a previous paper [1] an effect of electro-luminiscence in polyvinyl chloride was described. Here a series of results and interpretations are reported as concerning the influence of the electrodes of the electro-luminiscent cell upon this effect.

2. EXPERIMENTAL ARRANGEMENT

The experimental arrangement is illustrated in fig. 1. The transparent foil of polyvinyl chloride, 1 mm thick, composed 33,3% of dioctylphthalate, is the insulator of a condenser, the anode of which is a grid (G) (400 meshes/sq. cm). When a uniform voltage is applied to the electrodes, the light emitted by the cell thus constructed is directed upon a multiplier ($P.M.$) located behind the grid (G). The signal of the multiplier was amplified and recorded by an electronic system. The grid (G) was conected to the ground, while to the cathode voltages varying from — 1 000 V to — 2 100 V were applied.

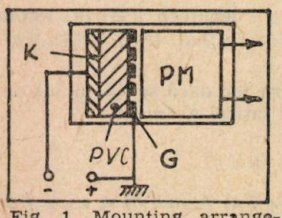


Fig. 1. Mounting arrangement of the electro-luminiscent cell and the recording device:
K — cathode; PVC — polyvinyl chloride; G — grid; PM — multiplier.

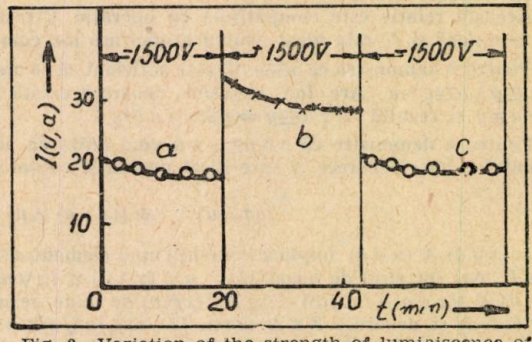


Fig. 2. Variation of the strength of luminiscence of polyvinyl chloride depending on electric field polarity.

3. EXPERIMENTAL RESULTS

When a cathode made of a grid of the same material as the anode is used, and a positive voltage is applied to the cathode ($U=+1\,500$ V), a stronger luminiscence is obtained than following application of a negative voltage ($U=-1\,500$ V) (**Fig.** 2*b*, *a*, *c*). Luminiscence is strongest when a voltage, is applied and in time tends to a uniform value.

When the curves of electro-luminiscence are traced on a semi-logarithmical scale : lg $I=f(1/E)$ a satisfactory agreement with straight lines is obtained (fig. 3), thus proving te rule of variation of the strength of electro-luminiscence (I) in polyvinyl chloride, depending on the electric field (E) applied to the cell, according to a similar rule found by Curie [2] for inorganic sulphides :

$$I=B\exp(-b/E) \tag{1}$$

where B and b are constant.

In fig. 3 three curves corresponding to three different cathodes — Ni, Al and Ta — are shown. To note that the slope of the straight lines and their position varies depending on the cathode used.

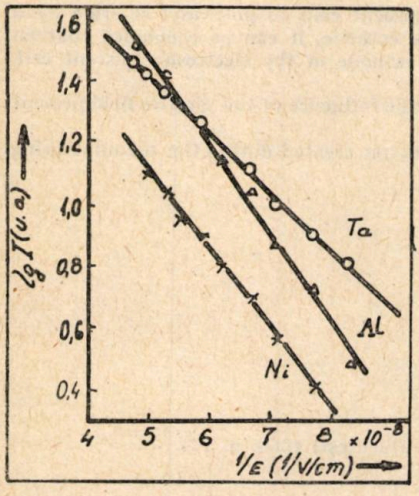


Fig. 3. Strength of electro-luminiscence of polyvinyl chloride vs. 1/E, for three different cathodes.

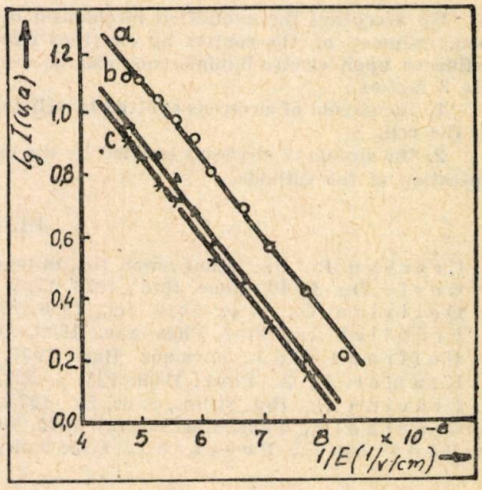


Fig. 4. Displacement of the curves of electro-luminiscence of polyvinyl chloride recorded 0,7 and 24 hours after the cathode was manufactured.

Fig. 4 illustrates the curves of electro-luminiscence of a cell fitted with a cathode made of Ni. The curves were recorded immediately after the cathode was made, as well as 7 and 24 hours later. It can be seen that the curves which were recorded later are displaced underneath the curves first traced. The displacement decreases with aging of the cathode.

4. INTERPRETATION

From fig. 2 it can be seen that electro-luminiscence of the cell made of polyvinyl chloride is stronger at the cathode than the anode. This proves that excitation of the luminiscent centres in polyvinyl chloride depends on the bombardment by the external electrons emitted by the cathode.

The above hypothesis has also been used by Destriau [3] and other authors [4], [5], to explain electro-luminiscence of inorganic insulators. Thus it can be explained why strength of electro-luminiscence in greater when the voltage is first applied, as well as with cathodes recently made, because of the presence of complementary emitting centres on the surface of the cathode. In time, those electron emitting centres get empty, thus the stream of bombarding electrons decreases and consequently the strength of electro-luminiscence diminishes. Those might be the centres generally known in the literature as exo-electron centres. They may form on the surface of the cathode in several ways [6], [7], while their emptying may occur in the electro-luminiscent cell under the action of the electric field applied.

The hypothesis of exo-electron centres can be used also to explain the displacement of the curves of electro-luminiscence to smaller strength magnitudes (fig. 4). The centres get exhausted in time, because regeneration is slow [8]. Thus, after a certain time interval, excitation of the luminiscent centres in polyvinyl chloride will take place solely by bombardment by the electron emitted by the cathode, by self-emission under the influence of the electric field applied.

For a constant temperature the number of bombarding electrons (N) emitted by the cathode will depend on the type of the cathode, by the energy of extraction (W) as well as the electric field (E) applied, according to the relation of Fowler and Nordhemin [9]:

$$N = AE^2 W^{-1/2} \exp(-BE^{-1} W^{3/2}) \quad (2)$$

When the energy of extraction (W) characteristic for Ni, Al and Ta amounting to 4.96 eV 4.20 eV and 4.13 eV are known, it results that the electron stream emitted by the 3 electrodes will increase in the order Ni, Al and Ta. It follows that electro-luminiscence of the cell fitted with a Ta - cathode will be greater than that emitted by a cell with an Al - or Ni-cathode. The experimentally obtained data (fig. 3) prove these expectations.

5. CONCLUSIONS

By accepting the excitation mechanism of electro-luminiscent cells in polyvinyl chloride by a bombardment of the centres by electrons emitted from the cathode, it can be concluded that an influence upon electro-luminiscence can be exerted by the cathode of the electro-luminiscent cell, via 3 factors:

1. the stream of electrons emitted by self-emission under the influence of the electric field present in the cell.
2. the stream of electrons emitted by the exo-emissive centres created during the manufacturing operation of the cathode.

REFERENCES

1. Crăciun P., Bul. Ştiinţ., mat. fiz., to be published.
2. Curie D., J. Physique Rad., 1956, 17, p. 728.
3. Destriau G., C. R. Acad. Sci., 1956, 238, p. 2 898.
4. Fröhlich H., Proc. Phys. Soc., 1950, A63, p. 81.
5. Goffraux R., J., Physique Rad., 1957, 18, p. 1.
6. Kramer J., Z. Phys., 1959, 128, p. 538.
7. Crăciun P., Bul. Ştiinţ., mat., fiz., 1975, 20, p. 138.
8. Crăciun P., Phys. stat. sol. (a), 1972, 10, p. 175.
9. Bădărău E., Popescu I., Gaze ionizate, Ed. Teh. Bucureşti 1963, p. 171.

A SIMPLE MODEL OF A VECTOR-TENSOR FIELD OF GRAVITATION

BY

M. BORNEAS, M. DAVID, I. MIRON, M. CRISTEA, I. DAMIAN

In three previous papers [1] [2] [3] the basis for a new theory of space and time has been advanced. Within the framework of this theory the fundamental law of the physical nature is the principle of minimum path in the geometric primary existence — conventionally called „protospace". This principle allowed the inference, in certain conditions, of an equation of gravitation, which has the form [2]

$$R_{hj} - \frac{1}{2} g_{hj} R + \frac{1}{y\sqrt{g}} \frac{\delta [F(rs) g^{rn} g_{rn,s}]}{\delta g^{hj}} + \frac{1}{y\sqrt{g}} \frac{\delta \mathfrak{L}_E}{\delta g^{hj}} = 0 \quad (1)$$

with the following meanings: R_{hj} the Ricci tensor, g_{hj} the metric tensor, R the sclar curvature, $F(rs)$ a function including a second gravitational field, and $\mathfrak{L}_E$ a Lagrangian related to the matter; the partial derivative has been noted by a comma, and the summation rule has been used for indices appearing twice. Equation (1) is obtained from the Lagrangian

$$\mathfrak{L} = y\sqrt{g} R + F(rs) g^{rn} g_{rn,s} + \mathfrak{L}_E \quad (2)$$

with y constant.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 22 (36) **Fascicola 2—1977**

Now the problem is to choose for the function $F(rs)$ a suitable form, such that *Eq.* (1) be in agreement with experimental data.

Consider the supplementary field a vector field [4]. This field must also enter the Lagrangian by its derivatives, otherwise there would be no connection between the field amplitudes at neighbouring points in space and time [5]. Usual forms of the Lagrangian in field theories suggest a quadratic expression of derivatives [6] for $F(rs)$. Consequently we put

$$F(rs)=y\sqrt{g}z(rs)f^l_k f^k_{,l} \tag{3}$$

with

$$z(rs)=a(r)v^s \tag{4}$$

constant and very small ; the expression (3) ensures the general covariance of the Lagrangian

$$\mathfrak{L}=y\sqrt{g}(R+a(r)v^s f^l_k f^k_{,l} g^{rn} g_{rn,s})+\mathfrak{L}_E=y\sqrt{g}(R+a(r)v^s g^{lp} g^{kq} g^{rn} g_{rn,s} f_{k,p} f_{q,l})+\mathfrak{L}_E=$$

$$=y\sqrt{g}R+\eta g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}+\mathfrak{L}_E \tag{5}$$

with

$$\eta=y\sqrt{g}a(r)v^s g^{rn} g_{rn,s}. \tag{6}$$

We make the following calculations :

$$\frac{\partial}{\partial g^{hj}}\eta g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}=\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}} g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}+\eta g^{kq} f_{k,j} f_{q,h}+\eta g^{lp} f_{k,p} f_{j,l} \tag{7}$$

$$\frac{\partial}{\partial g^{hj}_{,i}}\eta g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}=\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l} \tag{8}$$

$$\frac{\partial}{\partial x^i}\frac{\partial}{\partial g^{hj}_{,i}}\eta g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}=\left(\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}}\right)_{,i} g^{lp} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}+\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp}_{,i} g^{kq} f_{k,p} f_{q,l}+$$

$$+\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq}_{,i} f_{k,p} f_{q,l}+\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq}(f_{k,p} f_{q,l})_{,i}=\left(\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq}\right)_{,i} f_{k,p} f_{q,l}+$$

$$+\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq}(f_{k,p} f_{q,l})_{,i} \tag{9}$$

Now equation (1) may be written

$$R_{hj}-\frac{1}{2}g_{hj}R+\frac{1}{y\sqrt{g}}\left\{\left[\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}} g^{lp} g^{kq}+\left(\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq}\right)_{,i}\right] f_{k,p} f_{q,l}+\eta g^{kq} f_{k,j} f_{q,l}+\right.$$

$$\left.+\eta g^{lp} f_{h,p} f_{j,l}+\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq}(f_{k,p} f_{q,l})_{,i}\right\}=k_G T_{hj} \tag{10}$$

T_{hj} being the energy-momentum tensor of the matter, and k_G related to the gravitational constant. Equation (10) is the equation of gravitation for very rapidly variable metric. For slowly variable and week g_{hj}, it reduces to the Einstein equation, thus, in usual conditions is in full agreement with the phenomena of red shift, gravitational light deflection, and perihelion advance [7] [8] [9] [10].

The equation of the second field is obtained by varying the Lagrangian (5) with respect to f_j. The following relations hold :

$$\frac{\partial}{\partial x^i}\frac{\partial\mathfrak{L}}{\partial f_{j,i}}=\frac{\partial}{\partial x^i}(\eta g^{ip} g^{kj} f_{k,p}+\eta g^{li} g^{jq} f_{q,l})=\frac{\partial}{\partial x^i} 2\eta g^{ip} g^{kj} f_{k,p}=$$

$$=\left(\frac{\partial}{\partial x^i} 2\eta g^{ip} g^{kj}\right) f_{k,p}+2\eta g^{ip} g^{kj}\frac{\partial f_{k,p}}{\partial x^i} \tag{11}$$

(g^{ip} being symmetric). Thus the functional derivative of $\mathfrak{L}$ with respect to f_j yields

$$\eta g^{ip} g^{kj} f_{k,pi}+(\eta g^{ip} g^{kj})_{,i} f_{k,p}=0. \tag{12}$$

This equation vanishes in conditions in which equation (10) reduces to the Einstein equation.

Let us interpret the equations (10) and (12) of the present model of gravitational field. Equation (10) can be rewritten into the form

$$R_{hj} - \frac{1}{2} g_{hj} R = k_G T_{hj} + S_{hj} \tag{13}$$

with the short hand notation

$$S_{hj} = -\frac{1}{\eta\sqrt{g}}\left\{\left[\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}} g^{lp} g^{kq} + \left(\frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,l}} g^{lp} g^{kq}\right)_{,i}\right]\cdot f_{k,p} f_{q,l} + \eta g^{kq} f_{k,j} f_{q,h} + \eta g^{lp} f_{h,p} f_{j,l} + \right.$$

$$\left. + \frac{\partial\eta}{\partial g^{hj}_{,i}} g^{lp} g^{kq} (f_{k,p} f_{q,l})_{,i}\right\} \tag{14}$$

The covariant divergence of the left side of equation (13) vanishes, due to the Bianchi identities; therefore the right side also is zero

$$(k_G T_{hj} + S_{hj})_{;}^{\;j} = 0 \tag{15}$$

(the covariant divergence has been marked by semicolon). If S_{hj} is divergenceless, then T_{hj} is divergenceless too, and a body moves along the geodesic. If S_{hj} is not divergenceless, the motion of a body is not a geodesic, as in some theories [11] [12] [13] [14]. In these conditions the equivalence principle may be in jeopardise, a result which displeases many physicists [15] [16], though admitted as possible by others [13] [17]. If there is a deviation from the equivalence principle, it must be very small indeed [8] [18].

Now, considering η nerly constant, equations (13) get the simple form

$$R_{hj} - \frac{1}{2} g_{hj} R = k_G T_{hj} - \frac{\eta}{\sqrt{g}} [f_{k,j} f^{k}_{,h} + f_{h,p} f^{p}_{j}] = 0. \tag{16}$$

As for the equation (12), it has a wave character, which by $\eta \cong$ const. is clearly put in evidence

$$f^{j,\,i}_{,i} = 0. \tag{17}$$

As it is seen, even the simple present model offers interesting qualitative results.

REFERENCES

1. Borneas M., Bul. şt. tehn., IPT, 1975, **20 (34)**, fasc. 2, p. 132.
2. Borneas M., Inter., J. Theor., Phys., 1976. **15**, p. 773.
3. Borneas M., Bul. şt., tehn., IPT, 1976, **21 (35)**, fasc. 1, p. 25.
4. Hellings R. W. and Nordtvedt jr. K., Phys. Rev. D., 1973, **7**, p. 3 593.
5. Ziman J. M., *Elements of Advanced Quantum Theory*, Cambridge at the University Press, 1969, p. 15.
6. Ivanenko D. and Sokolov A., *Teoria clasică a cîmpului*, Ed. tehnică, Bucharest, 1955 (translated from Russian).
7. Shapiro I. I, Ash M. E., Ingalls R. P., Smith W. B., Campbell D. B., Dyce R. B., Jurgens R. F., and Pettengill G. H., Phys. Rev. Lett., 1971, **26**, p. 1 132.
8. Williams J. G., Dicke R. H., Bender P. L., Alley C. O., Carter W. E., Currie D. G., Eckhardt D. H., Faller J. E., Kaula W. M., Mulholland J. D., Plotkin H. H., Poultney S. K., Shelus P. J., Silverberg E. C., Sinclair W. S., Slade M. A., and Wilkinson D. T., Phys. Rev. Lett., 1976, **36**, p. 551.
9. Shapiro I. I., Counselman C. C., and King R. W., Phys. Rev. Lett., 1976, **36**, p. 555.
10. Formalont E. B., and Sramek R. A., Phys, Rev. Lett., 1976, **36**, p. 1 475.
11. Schwebel S. L., Inter. J. Theor., Phys., 1971, **4**, p. 87 and 1972, **5**, p. 29.
12. Dunn K. A., J. Math. Phys., 1974 **15**, p. 2 229.
13. Tupper B. O. J., Nuovo Cimento, 1974, **19** B, p. 135.
14. Wegener M. and Ohrstrom P., Nuovo Cimento, 1975, **30** B, p. 291.
15. Foock V., *Teoria spaţiului, timpului şi gravitaţiei*, Editura Academiei R.P.R., Bucharest, 1962 (translated from Russian).
16. Dicke R. H., Phys. Rev. 1962, **125**, p. 2 163.
17. Nordtvedt jr. K., Phys. Rev., 1968, **169**, p. 1 014.
18. Nordtvedt jr. K., Phys. Rev., 1968., **169**, p. 1 017.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

DER DRALLSATZ IN BEZUG AUF DIE MOMENTANE DREHACHSE FÜR DIE EBENE BEWEGUNG

VON
GH. SILAŞ, H. J. KLEPP, J. PONGOR

1. EINLEITUNG

In Bezug auf einem Punkt A, welcher sich in einem Inertialsystem $x_1O_1y_1z_1$ bewegt, lautet der Drallsatz für einen festen Körper [1] :

$$\dot{\overline{K}}_A+\dot{\overline{O_1A}}\times M\overline{v}_C=\overline{\mathfrak{M}}_A \tag{1}$$

mit : $\overline{K}_A$ — Gesamtdrall in Bezug auf den Punkt A
$\overline{O_1A}=\overline{O_1A}\,(t)$ — Bewegungsgesetzt des Punktes A
M — Gesamtmasse des Körpers
$\overline{v}_C$ — Schwerpunktgeschwindigkeit des Körpers
$\overline{\mathfrak{M}}_A$ — Gesamtmoment der äusseren Kräfte.

Stimmt der Punkt A mit dem momentanen Drehpol I in der Bewegungsebene des Schwerpunktes C überein, so kann *Gl.* (1) umgeformt werden. Der Drallsatz in Bezug auf die momentane Drehachse Δ wird aufgestellt und für die Klasse von ebenen Bewegungen mit $IC^2=\text{const.}$ werden besondere Eigenschaften hervorgehoben.

2. DER DRALLSATZ IN BEZUG AUF DEN MOMENTANEN DREHPOL I

Die Bewegungsgesetze des Körpers sind :

$$\overline{O_1C}=\overline{O_1C}\,(t)\;;\quad \theta=\theta\,(t). \tag{2}$$

In (1) wird an Stelle von A der momentanen Drehpol I gesetzt, welcher durch den Ortsvektor :

$$\overline{CI}=\frac{\overline{\omega}\times\overline{v}_C}{\omega^2}\;;\quad (\overline{\omega}=\dot{\theta}\overline{k},\;\overline{v}_C=\dot{\overline{O_1C}}=\overline{\omega}\times\overline{IC}) \tag{3}$$

bestimmt ist. Es folgt :

$$\dot{\overline{K}}_I+\dot{\overline{O_1I}}\times M\overline{v}_C=\overline{\mathfrak{M}}_I. \tag{4}$$

Mit Hilfe der Formel von Vâlcovici [1] wird $\overline{K}_I$ berechnet :

$$\overline{K}_I=\overline{K}_C+\overline{IC}\times M\overline{v}_C. \tag{5}$$

Weiter folgt mit $\overline{\varepsilon}=\dot{\overline{\omega}}$:

$$\dot{\overline{K}}_I=\dot{\overline{K}}_C+M\,\overline{IC}^2\overline{\varepsilon}-\dot{\overline{O_1I}}\times M\overline{v}_C+M\,(\overline{IC}\cdot\dot{\overline{IC}})\cdot\overline{\omega}. \tag{6}$$

Wird (6) in (4) eingesetzt, so folgt :

$$\dot{\overline{K}}_C+M\,\overline{IC}^2\overline{\varepsilon}+M\,(\overline{IC}\cdot\dot{\overline{IC}})\cdot\overline{\omega}=\overline{\mathfrak{M}}_I. \tag{7}$$

Dieser Satz kann auch wie folgt geschrieben werden :

$$\dot{\overline{K}}_C+M\,\overline{IC}^2\overline{\varepsilon}+\frac{1}{2}\,M\overline{\omega}\,\frac{d}{dt}\,(\overline{IC}^2)=\overline{\mathfrak{M}}_I. \tag{8}$$

Berücksichtigt man (3) so erhält man für (7) nach einigen Zwischenrechnungen und der Bezeichnung $\dot{\overline{v}}_C=\overline{a}_C$ den äquivalenten Ausdruck :

$$\dot{\overline{K}}_C+M\overline{IC}^2\overline{\varepsilon}+M\,\frac{\overline{\omega}}{\omega^3}\,(\omega\overline{a}_C-\varepsilon\overline{v}_C)\cdot\overline{v}_C=\overline{\mathfrak{M}}_I. \tag{9}$$

3. DER DRALLSATZ IN BEZUG AUF DIE MOMENTANE DREHACHSE Δ

Bezeichnet man mit J_Δ das Trägheitsmoment bezüglich der momentanen Drehachse, so gilt der Steinersche Satz : $J_\Delta = J_{C_2} + M \cdot IC^2$.

Mit dieser Bezeichnung folgen aus (8) bzw. (9) die Gleichungen :

$$J_\Delta \ddot{\theta} + \frac{1}{2} M \dot{\theta} \frac{d}{dt}(\overline{IC}^2) = \mathfrak{M}_\Delta \tag{10}$$

bzw.

$$J_\Delta \varepsilon + \frac{M}{\omega^2}(\omega \bar{a}_C - \varepsilon \bar{v}_C) \cdot \bar{v}_C = \mathfrak{M}_\Delta. \tag{11}$$

Diese äquivalenten Gleichungen stellen den Drallsatz in Bezug auf die momentane Drehachse Δ dar.

Nützlich sind diese Gleichungen wenn in $\mathfrak{M}_\Delta$ keine unbekannten Reaktionskräfte vorkommen und man mit (10) oder (11) die Bewegungsdifferentialgleichung für den ebenen Körper direkt bestimmen kann.

4. EBENE BEWEGUNGEN MIT IC^2=CONST.

Für ebene Bewegungen mit :

$$IC^2 = \text{constant} \tag{12}$$

folgt aus (10) der Drallsatzt um die momentane Drehachse :

$$J_\Delta \ddot{\theta} = \mathfrak{M}_\Delta. \tag{13}$$

Diese Gleichung ist ähnlich dem Drallsatz um die feste Achse $O_1 z_1$ oder um die Achse Cz durch den Schwerpunkt.

Bewegungen welche die Bedingung (12) erfüllen sind z.B. dass Rollen ohne Gleiten einer homogenen kreisförmigen Scheibe entlang jedwelcher Kurve oder die Bewegung eines homogenen Stabes, dessen Endpunkte entlang zweier aufeinander senkrechten Geraden reibungslos gleiten.

Für Körper bei welchen Cz eine Hauptträgheitsachse ist und die Bedingung (12) erfüllen, gelten ausser der einfachen Form des Drallsatzes (13) auch die Eigenschaften, welche in der Arbeit [2] bestimmt wurden.

BIBLIOGRAFIE

1. Iacob C., Mecanică teoretică. Editura didactică și pedagogică. București 1971.
2. Silaș Gh., Klepp H., Gligor Tr., Cîteva proprietăți ale unor mișcări plane. Buletinul științific și tehnic al Institutului politehnic Timișoara, Seria nouă, Tom 8 (22), Fasc. 1, ianuarie– iunie 1963.

LA DYNAMIQUE D'UN AGRÉGAT DES MACHINES AVEC UN COUPLAGE ÉLASTIQUE NON-LINÉAIRE

PAR

I. GROȘANU, A. CHIRIAC

On considère l'agrégat des machines de la fig. 1, où I est le moteur électrique, II est la machine de travail et III est un couplage élastique.

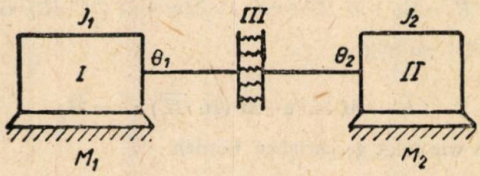


Fig. 1.

Sur les éléments qui composent l'agrégat, on fait les éclaircissements suivants :

Le moteur électrique a une caractéristique mécanique $M_1(\dot{\theta})$ avec la portion de travail linéaire, $M_1(\dot{\theta}) = M_0 - \alpha\dot{\theta}_1$, M_0 et α étant des constantes.

La machine de travail est un outillage technologique qui fait apparaître un couple résistant ayant un moment harmonique, $M_2(t) = M_{l0} \cdot \cos \omega t$, où M_{l0} et ω sont des constantes.

Le couplage élastique a des propriétés d'amortissement proportionnelles avec la vitesse de déformation, $c(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2)$ et des propriétés élastiques avec une composante linéaire par rapport à la déformation, $k(\theta_1 - \theta_2)$ et une composante nonlinéaire cubique, $k_1(\theta_1 - \theta_2)^3$.

Avec ces éclaircissements, les équations différentielles du mouvement de l'agrégat sont

$$\left.\begin{aligned} J_1\ddot{\theta}_1 + c(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2) + k(\theta_1 - \theta_2) + k_1(\theta_1 - \theta_2)^3 &= M_0 - \alpha\dot{\theta}_1, \\ J_2\ddot{\theta}_2 - c(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2) - k(\theta_1 - \theta_2) - k_1(\theta_1 - \theta_2)^3 &= -M_{l0} \cdot \cos \omega t. \end{aligned}\right\} \quad (1)$$

En introduisant les notations

$$\left.\begin{aligned} &\frac{k}{J_1} = \omega_{n1}^2, \quad \frac{k}{J_2} = \omega_{n2}^2, \quad \frac{c}{J_1} = \mu 2h_1, \quad \frac{c}{J_2} = \mu 2h_2, \quad \frac{k}{J_1} = \mu a_1, \quad \frac{k}{J_2} = \mu a_2, \\ &\frac{k_1}{J_1} = \mu b_1, \quad \frac{k_1}{J_2} = \mu b_2, \quad \frac{M_0}{J_1} = d_1, \quad \frac{M_{l0}}{J_2} = d_2, \quad \frac{\alpha}{J_1} = \mu e_1 \end{aligned}\right\} \quad (2)$$

où μ est un petit paramètre addimensionnel, le système d'équations (1) devient :

$$\left.\begin{aligned} &\ddot{\theta}_1 + \omega_{n1}^2 \theta_1 + \mu[2h_1(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2) - a_1\theta_2 + b_1(\theta_1 - \theta_2)^3 - d_1 + e_1\dot{\theta}_1] = 0 \\ &\ddot{\theta}_2 + \omega_{n2}^2 \theta_2 + \mu[-2h_2(\dot{\theta}_1 - \dot{\theta}_2) - a_2\theta_1 - b_2(\theta_1 - \theta_2)^3 + d_2 \cos \omega t] = 0 \end{aligned}\right\} \quad (3)$$

Pour la résolution approximative du système (3) on applique la méthode de la variation des constantes [2] ; ainsi, la solution génératrice a la forme

$$\left.\begin{aligned} \theta_1 &= A_1 \cos(\omega_{n1}t + \varphi_1) = A_1 \cos \psi_1, \\ \theta_2 &= A_2 \cos(\omega_{n2}t + \varphi_2) = A_2 \cos \psi_2, \end{aligned}\right\} \quad (4)$$

où les amplitudes A_1, A_2 et les phases φ_1, φ_2 des vibrations angulaires forcées sont des fonctions de temps. En faisant le changement des variables $\omega_{n1}t = \beta_1$, $\omega_{n2}t = \beta_2$ et les transformations en conformité avec la méthode de la variation des constantes, on obtient le système d'équations différentielles des amplitudes et des phases :

$$\left.\begin{aligned} \dot{A}_1 &= -\mu \frac{2h_1 + e}{2} A_1, \\ \dot{A}_2 &= -\mu \frac{1}{2\pi\omega_{n2}} \left\{ 2\pi h_2 \omega_{n2} A_2 + \frac{d_2}{\left(\frac{\omega}{\omega_{n2}}\right)^2 - 1} \left[\frac{\omega}{\omega_{n2}} \sin 2\frac{\omega}{\omega_{n2}}\pi \sin \varphi_2 + \left(\cos 2\frac{\omega}{\omega_{n2}}\pi - 1\right) \cos \varphi_2 \right] \right\}, \\ \dot{\varphi}_1 &= \mu \frac{b_1}{2\omega_{n1}} \left[\frac{3}{4} A_1^2 + 3\cos^2(\beta_2 + \varphi_2) A_2^2 \right], \\ \dot{\varphi}_2 &= \mu \frac{1}{2\pi\omega_{n2} A_2} \left\{ \frac{3}{4} \pi b_2 A_2^3 + 3\pi b_2 \cos^2(\beta_1 + \varphi_1) A_1^2 A_2 + \frac{d_2}{\left(\frac{\omega}{\omega_{n2}}\right)^2 - 1} \left[\frac{\omega}{\omega_{n2}} \sin 2\frac{\omega}{\omega_{n2}}\pi \cos \varphi_2 - \right.\right. \\ &\quad \left.\left. - \left(\cos 2\frac{\omega}{\omega_{n2}}\pi - 1\right) \sin \varphi_2 \right] \right\}. \end{aligned}\right\} \quad (5)$$

Au cas de l'étude du mouvement à la résonance, $\omega \approx \omega_{n2}$ et le système d'équations (5) devient :

$$\left.\begin{aligned} &\dot{A}_1 + \left(h_1 + \frac{e}{2}\right) A_1 = 0, \\ &\dot{A}_2 + h_2 A_2 = 0, \\ &\dot{\varphi}_1 - \frac{3}{8}\frac{b_1}{\omega_{n1}} A_1^2 - \frac{3}{2}\frac{b_1}{\omega_{n1}} \cos^2(\omega_{n2}t + \varphi_2) A_2^2 = 0, \\ &\dot{\varphi}_2 - \frac{3}{8}\frac{b_2}{\omega_{n2}} A_2^2 - \frac{3}{2}\frac{b_2}{\omega_{n2}} \cos^2(\omega_{n1}t + \varphi_1) A_1^2 = 0. \end{aligned}\right\} \quad (6)$$

Pour les conditions initiales $t=0$, $A_1=A_{10}$, $A_2=A_{20}$, les premières équations différentielles du système (6), ont les solutions :

$$\left.\begin{aligned} A_1&=A_{10}e^{-\left(h_1+\frac{e}{2}\right)t}, \\ A_2&=A_{20}e^{-h_2t}. \end{aligned}\right\} \tag{7}$$

Pour l'integration du système d'équations différentielles restées dans le systéme (6), on a utilisé la méthode des approximations successives [1]. En procédant en conformité avec cette méthode et tenant compte des conditions initiales $t=0$, $\varphi_1=\varphi_{10}$, $\varphi_2=\varphi_{20}$, on a obtenu :

$$\left.\begin{aligned} \varphi_1=\varphi_{10}&-\frac{3}{8}\frac{b_1}{\omega_{n1}}A_{10}^2\frac{e^{-2\left(h_1+\frac{e}{2}\right)t}}{2\left(h_1+\frac{e}{2}\right)}+\frac{3}{4}\frac{b_1}{\omega_{n1}}A_{20}^2\frac{e^{-2h_2t}}{\omega_{n2}^2+h_2^2}\left[h_2\left(\frac{1}{2}\sin 2\varphi_{20}+\omega_{n2}\cos\varphi_{20}\right)\cdot\right. \\ &\cdot\sin 2\omega_{n2}t+\frac{1}{2}\omega_{n2}^2\sin 2\varphi_{20}\cos 2\omega_{n2}t-2h_2^2\left(\sin^2\varphi_{20}\sin^2\omega_{n2}t+\cos^2\varphi_{20}\cos^2\omega_{n2}t\right)-\omega_{n2}^2\Big], \\ \varphi_2=\varphi_{20}&-\frac{3}{8}\frac{b_2}{\omega_{n2}}A_{20}^2\frac{e^{-2h_2t}}{2h_2}+\frac{3}{4}\frac{b_2}{\omega_{n2}}A_{10}^2\frac{e^{-2\left(h_1+\frac{e}{2}\right)t}}{\omega_{n1}^2+\left(h_1+\frac{e}{2}\right)^2}\left[\left(h_1+\frac{e}{2}\right)\cdot\left(\frac{1}{2}\sin 2\varphi_{10}+\right.\right. \\ &+\left.\omega_{n1}\cos\varphi_{10}\right)\sin 2\omega_{n1}t+\frac{1}{2}\omega_{n1}^2\sin 2\varphi_{10}\cos 2\omega_{n1}t-2\left(h_1+\frac{e}{2}\right)^2\left(\sin^2\varphi_{10}\sin^2\omega_{n1}t+\right. \\ &\left.\left.+\cos^2\varphi_{10}\cos^2\omega_{n1}t\right)\omega_{n1}^2\right]. \end{aligned}\right\} \tag{8}$$

En introduisant les expressions (7) et (8) dans (4), on obtient les lois des vibrations angulaires à la résonance des deux demi-couplages du couplage élastique.

BIBLIOGRAPHIE

1. Haimovici A., Ecuaţii diferenţiale şi ecuaţii integrale, Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti, 1965.
2. Silaş Gh., Mecanică. Vibraţii mecanice. Editura didactică şi pedagogică, Bucureşti 1968.

FREQUENZ UND AMPLITUDE EINES AUS EINEM BISTABILEN WANDSTRAHLELEMENT MIT COANDA-EFFEKT HERGESTELLTEN SINUS-OSZILLATOR

VON

J. PITZER

1. BESCHREIBUNG DES OSZILLATORS

Die experimentellen Versuche wurden an einem Oszillator durchgeführt. Dieser bestand aus einem pneumatischen Logikelement mit dynamischer Funktionsweise, bistabil, aufgrund des in der Fachliteratur bekannten Coandă-Effekts. Das Element mit je zwei Ausgängen versehen, wurde durch je ein Kanal mit der Steuerung rückgekoppelt.

Aus Abb. 1 ist die Funktionsweise des Oszillators leicht ersichtlich. Das Modell wurde unter Berücksichtigung der Herstellunsmöglichkeiten aus der Vielzahl der heute bekannten Varianten dynamischer Elemente ausgewählt.

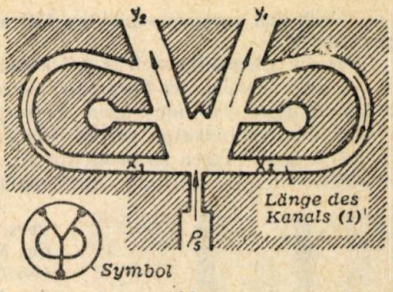


Abb. 1.

2. DAS BESTIMMEN DER FREQUENZ UND AMPLITUDE

Es werden das Verhalten der Frequenz und der Amplitude beobachtet und zugleich die betreffenden Einfluss-Faktoren analysiert.

In bezug auf die Frequenz kommt H. J. Tafel [3] zur Schlussfolgerung, dass diese von der L ä n g e d e r R ü c k k o p p e l u n g s k a n ä l e, aber auch vom V e r s o r g u n g s d r u c k abhängig ist. In einem veröffentlichten Schaubild [3] ist ersichtlich, dass bei dem Anwachsen des Versorgungsdruckes von 50 zu 200 mbar eine Steigerung der Frequenz von ungefähr 780 zu 900 stattfindet, also einem Anwachsen des Versorgungsdruckes zu 400 % eine Frequenz von 115 % entspricht.

In einem anderen Aufsatz von R. J. Reilly [2], welcher die Anwendung dieses Oszillators bei der Regelung eines Strahltriebwerkes mit Fluidik-Elementen beschreibt, wird das Problem der Frequenz folgendermassen aufgefasst. Da die Druckstörungen sich in einem kompressiblen Medium mit Schallgeschwindigkeit fortpflanzen, ist im allgemeinen :

$$a_s = \sqrt{\frac{dp}{d\rho}}, \tag{1}$$

bei Annahme einer adiabatischen Zustandsänderung :

$$a_s = \sqrt{g\chi pv}, \tag{2}$$

worin : $pv = RT$ sich auf den Zustand der Stelle der Schallgeschwindigkeit bezieht.

$$a_s = \sqrt{g\chi RT}, \tag{3}$$

g — Fallbeschleunigung, χ — 1,4 (Luft), R — Gaskonstante, T — absolute Temperatur.

Wenn man durch l die Länge der Rückkoppelungskanäle bezeichnet, ist die Frequenz :

$$f = \frac{\sqrt{g\chi RT}}{2l}. \tag{4}$$

Weil aber g, χ, R und l konstante Grössen sind, abhängig von der Bauart des Oszillators und des Versorgungsfluids, ist die Frequenz eine Funktion der absoluten Temperatur des Versorgungsmediums :

$$f = k\sqrt{T}. \tag{5}$$

Es ist demnach leicht feststellbar, dass diese Konzeption die eigentliche Schaltzeit des Elements nicht berücksichtigt, sondern bloss die Zeitspanne in welcher das Steuersignal die Rückkoppelungen durchläuft. Da das Schaltphänomen des Hauptstrahls und das Einwirken des Steuersignals nicht zeitlich zusammenfallen, sondern eines n a c h dem anderen folgen, kann die Formel 5 nur im Falle einer genügend kleinen Schaltzeit im Vergleich zu einer grossen Durchlaufszeit des Steuersignals in den Rückkoppelungen angewandt werden. Anders ausgedrückt, kann die Berechnung der Frequenz nach Formel 5 geschehen, wenn :

a) die Frequenzen des Oszillators niedrig sind (bei sehr langen Rückkoppelungsleitungen),

b) die Elemente miniaturisiert sind und sehr kleine Schaltzeiten zu verzeichnen haben (zum Beispiel Schaltzeiten weit unter 1 ms).

Ausserdem, nach Formel 5, ist bei konstanter Temperatur die Schwingungsfrequenz unabhängig vom Versorgungsdruck.

Der Autor [2] aber fügt hinzu, dass trotzdem bei niedrigem Versorgungsdruck Frequenzänderungen bis zu 0,2 % stattfinden.

Die nach Modell Abb. 1 hergestellten Oszillatoren wurden in den meisten Fällen zum Übertragen von Steuersignalen in Regelkreisen verwendet, so dass der Kraftübertragung wenig Bedeutung zukam und daher das Problem der Amplitude in der Fachliteratur nicht untersucht wurde.

3. DIE RESULTATE DER EXPERIMENTELLEN VERSUCHE

Nach den vorausgeschickten Betrachtungen und Feststellungen, ergibt sich die Notwendigkeit zu präzisieren :

a) die Elemente, welche bei konstanter Temperatur, die Frequenz beeinflussen,

b) die Ursache der Frequenzänderung in Abhängigkeit vom Versorgungsdruck, insbesondere die Schwankungen bei niedrigem Versorgungsdruck,

c) den Hauptfaktor, welcher die Amplitude des Oszillators beeinflusst.

Um diese Fragen zu beantworten, wurde eine Reihe experimenteller Versuche auf einer in Abb. 2 ersichtlichen Vorrichtung durchgeführt.

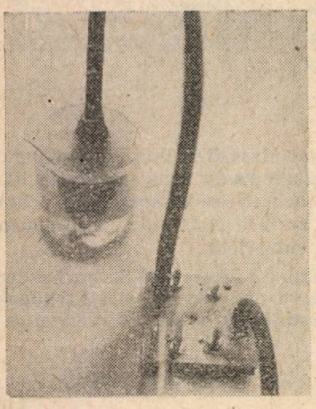


Abb. 2.

Einer von den beiden Ausgangskanälen des Oszillators wurde verschlossen und der andere mit einer Membrane mit dem Geber des Messgerätes verbunden. (In Abb. 2 sind die Schwingungen des Oszillators im Wasser ersichtlich).

Die vom Messgerät angezeigten Schwingungsfrequenzen sind für jede Länge der Rückkoppelungsleitungen in Abhängigkeit vom Versorgungsdruck in Abb. 3 dargestellet. Hieraus ergeben sich folgende Aspekte :

— für dieselbe Länge der Rückkoppelungsleitungen ergeben sich verschiedene Frequenzen, allgemein kleinere für niedrigeren Versorgungsdruck. Die Abweichungen sind zwar kleiner als [3] sie angibt, aber grösser als die in dem Aufsatz [2] erwähnten,

— die Frequenzänderungen, in Abhängigkeit vom Versorgungsdruck, sind relativ klein im Frequenzbereich bis zu 150 Hz, darüber hinaus aber zunehmend grösser mit steigender Frequenz.

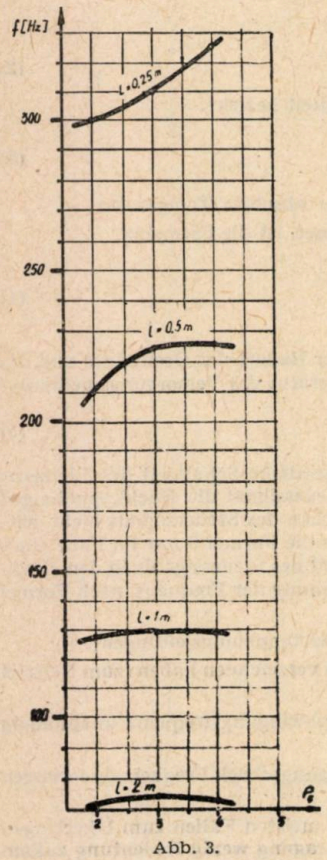


Abb. 3.

Wie bereits angedeutet liegt in der Fachliteratur keine Erklärung diesbezüglich auf. Nach einer Reihe von Experimenten an dynamischen pneumatischen Logikelementen wurden die Hauptursachen festgestellt, welche weiter unten kurz angeführt werden sollen. Vorher aber finden wir es für notwendig, einige Begriffe zusätzlich anzuführen, und zwar den Koeffizient der Druckrückgewinnung.

$$K = \frac{p_y}{p_s}, \tag{6}$$

worin : p_y — Druck des Ausgangssignals, p_s — Versorgungsdruck ; p_x — Druck des Steuersignals.

Da man aber den eigentlichen Druck des Steuersignals des Oszillators (p_x) durch den Druck des Ausgangssignals (p_y) erhält, nachdem dieser die Rückkoppelungsleitungen durchläuft, ist der Steuerungsdruck dem Ausgangsdruck proportional :

$$p_x \sim p_y .$$

Weiter oben wurde erwähnt, dass die Formel 5 von Reilly [3] die Schaltzeit des Elements nicht in Betracht zieht, welche nach R. A. Comparin [1] — in der üblichen Schreibweise ausdrückbar ist :

$$t_c = \chi \frac{L}{C}, \tag{7}$$

worin : χ — Strouhal — Zahl, L — Länge des Elements (Düse — Ausgang), C — Fluidgeschwindigkeit in der Düse.

In Abb. 4 ist es bestätigt, dass die nach Formel 5 berechnete Frequenz grösser ist als die in Wirklichkeit gemessene für alle Längen der Rückkoppelungsleitungen des Oszillators.

Durch das Einfügen des Ausdruckes der Schaltzeit in die Formel 5 erhält man folgende vollständige Formel, nach welcher die realen Werte der Frequenz (abb. 4) zu ermitteln sind :

$$f = \frac{1}{2\left(\chi \frac{L}{C} + \frac{l}{\sqrt{\chi g R T}}\right)}. \tag{8}$$

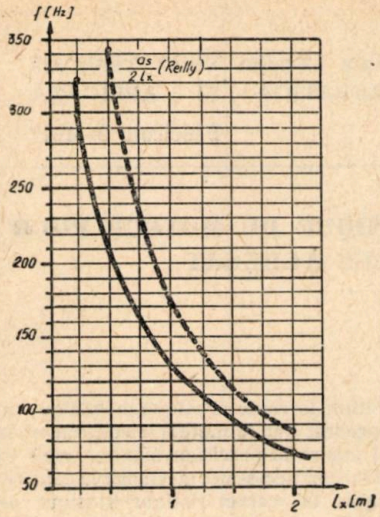


Abb. 4.

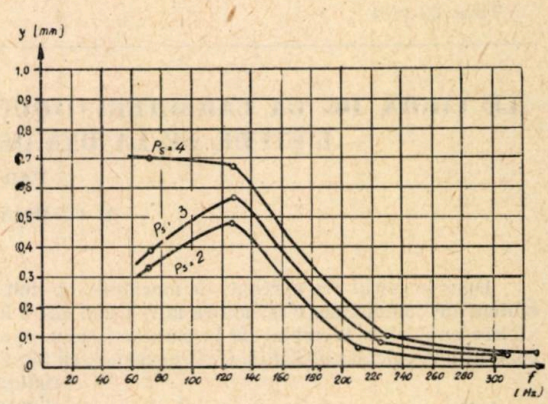


Abb. 5

Es wurde in der einschlägigen Fachliteratur darauf hingewiesen, dass die Strouhal-Zahl (Ϡ) von dem Verhältnis $\frac{p_x}{p_s}$ abhängig ist. Tatsächlich hat sich aus den durchgeführten Versuchen und Messungen ergeben, dass Ϡ mit fallenden Werten von $\frac{p_x}{p_s}$ eigentlich wächst, was grössere Schaltzeiten und kleinere Frequenzen zur Folge hat. Weil allgemein bei niedrigem Versorgungsdruck der Druckrückgewinnungs-Koeffizient K kleiner ist als bei höheren Versorgungsdrücken, ist das Verhältnis $\frac{p_x}{p_s}$ auch kleiner und somit weist hier die Frequenz kleinere Werte auf. (Abb. 3).

Dies ist die eigentliche Beantwortung des weiter oben in b angeführten Problems, doch bleibt die Frage offen, weshalb die Frequenzänderungen in höheren Frequenzbereichen (oberhalb 150 Hz) grösser sind und stärker zunehmen bei steigendem Versorgungsdruck als bei niederen Frequenzen (längeren Rückkoppelungen). Es ist anzunehmen, dass die Ursache in dem unzureichend stabilierten Hauptstrahl zu suchen ist, der sich gerade aus diesem Grunde leichter umschalten lässt, da ihm ungenügend Zeit bleibt, um die Haftblase richtig auszubilden. Dieses Verhalten wurde übrigens in den aufgezeichneten Oszillogrammen festgehalten.

Um die oben angeführte Frage a zu beantworten, ist eindeutig darauf hinzuweisen, dass der Hauptfaktor, welcher die Frequenz des Oszillators bestimmt, die Länge der Rückkoppelungsleitungen ist (Abb. 3)

Aus Abb. 5 geht hervor, dass das Maximum der Amplitude für alle Versorgungsdrücke in demselben Frequenzbereich von 125—130 Hz liegt. Auch in anderen Frequenzbereichen könnte dieses auftreten, in Abhängigkeit von der Grösse der schwingenden Masse (im vorliegenden Falle die Masse des Gebers) und dem Elastizitätskoeffizient der Membrane. Allgemein wächst die Amplitude mit steigendem Versorgungsdruck.

Die richtige und vollständige Antwort der weiter oben in c gestellten Frage ist also : Die Amplitude ist von dem Versorgungsdruck abhängig (p_s), gleichzeitig von der Frequenz, von der schwingenden Masse sowie vom Elastizitätskoeffizienten des elastischen Elements.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Comparin, R. A.: On the Limitations and Special Effects in Fluid Jet Amplifiers. ASME Symposium on Fluid Jet Control Devices, 1962, (65—73).
2. Reilly, R. J. Regelung eines Strahltriebwerkes mit Fluidikelementen. — Strömungsmechanische Logikelemente — und Schaltungen. V.D.I. — Verlag G. m. b. H., Düsseldorf 1968, (101—108).
3. Tafel, H. J. : Übersicht über strömungsmechanische Logikelemente und Systeme. Strömungsmechanische Logikelemente — und Schaltungen. V.D.I. — Verlag G.m.b.H., Düsseldorf 1968, (3—11).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 22 (36) **Fascicola 2—1977**

LE CHOIX DE LA CARACTÉRISTIQUE MÉCANIQUE DU MOTEUR POUR L'ÉTUDE DE LA DYNAMIQUE D'UN AGRÉGAT

PAR

A. CHIRIAC

Dans le calcul des agrégats de machines, on doit toujours définir la caractéristique mécanique du moteur de commande, c'est-à-dire la relation entre le moment produit par le moteur électrique et la vitesse angulaire. L'emploi de la caractéristique dynamique [2] assure la précision maxima mais ça conduit aux calcules difficiles. C'est pourquoi, en fonction de la précision nécessaire on choisit la caractéristique dynamique, la caractéristique statique ou d'autres formes plus simples d'aproximation de la caractéristique mécanique ou même on néglige complètement l'influence du moteur sur la dynamique de l'agrégat.

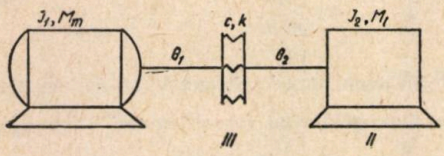


Fig. 1.

Dans le travail on considère l'influence du choix de l'une de ces caractéristiques mécaniques sur la précision de l'étude dynamique des agrégats. Comme élément caractéristique des procès dynamiques qui ont lieu dans l'agrégat on a choisi le coefficient de dynamicité parce que dans son expression interviennent tous les paramétres mécaniques et électriques de l'agrégat.

On considère le schéma de calcul de la fig. 1 : I—le moteur électrique de comande, II—la machine de travail, III—l'accouplement avec des propriétés visco-élastiques linéaires. Les équations différentielles du mouvement de l'agrégat sont

$$\left.\begin{aligned} J_1\ddot{\theta}_1+c(\dot{\theta}_1-\dot{\theta}_2)+k(\theta_1-\theta_2)&=M_m,\\ J_2\ddot{\theta}_2-c(\dot{\theta}_1-\dot{\theta}_2)-k(\theta_1-\theta_2)&=-M_l,\end{aligned}\right\} \tag{1}$$

ou J_1, J_2—les moments d'inertie réduits du moteur et de la machine de travail ; θ_1, θ_2—les angles de rotation du moteur et de la machine de travail ; c, k—le coefficient d'amortissement visqueux et la constante élastique de l'accouplement ; M_m, M_l—le moment du moteur et le moment résistant. Le moment résistant est supposé armonique, $M_l=M_{l0}\cos\omega t$.

Si on introduit la coordonée relative $\psi=\theta_1-\theta_2$, alors le moment de l'accouplement sera $M_c=c\dot{\psi}+k\psi$. La caractéristique dynamique du moteur a la forme [2]

$$\frac{d\dot{\theta}_1}{dM_m}\left(T\frac{dM_m}{dt}+M_m\right)=s,$$

où T est la constante électromagnétique de temps, et $s=\omega_0-\dot{\theta}_1$ est la vitesse angulaire relative du moteur, ω_0 étant la vitesse angulaire de la marche idéale sans charge du moteur. En notant par $\dot{\varphi}=\dot{\theta}_1-\omega_0$ la vitesse angulaire relative du moteur par rapport à celle de la marche idéale sans charge, le système d'équations (1), en forme opérationnelle devient

$$\left.\begin{aligned} p^2J_1\varphi+M_c&=-p\frac{\nu}{1+pT}\varphi,\\ p^2J_2\left(\varphi-\frac{M_c}{pc+k}\right)-M_c&=-M_{l0},\end{aligned}\right\} \tag{2}$$

où p est la variable opérationnelle, et $\nu=\dfrac{dM_m}{d\dot{\theta}_1}$ est la pente de la caractéristique mécanique statique du moteur en régime de marche idéale sans charge.

En prenant $p=i\omega$, [1], où i est le symbole imaginaire, de (2) résulte le coefficient de dynamicité

$$k_d=\left|\frac{M_c}{M_{l0}}\right|=\left|\frac{(k+i\omega c)\,[\omega^2J_1+i\omega\,(\omega^2TJ_1-\nu)]}{[\omega^2J_1+i\omega\,(\omega^2TJ_1-\nu)]\,(k-\omega^2J_2+i\omega c)+[k-\omega^2cT+i\omega\,(c-kT)]\,\omega^2J_2}\right|. \qquad (3)$$

En employant le moment d'inertie équivalent $J=\frac{J_1J_2}{J_1+J_2}$ et la pulsation propre du système $\omega_n=\sqrt{\frac{k}{J}}$, ainsi que les notations $\omega=\alpha\omega_n$, $\beta=\omega_nT$, $\gamma=\frac{J_2}{J_1}$, $\delta=\frac{\nu}{\omega_nJ_1}$, $\varepsilon=\frac{c}{2\omega_nJ}$, l'expression (3) prendra la forme

$$k_d=\sqrt{\frac{(1+4\varepsilon^2)\,[1+(\beta-\delta)^2]}{\{(\gamma+1)\,[\alpha^4\beta-\alpha^2\,(\beta+\delta+2\varepsilon)]+\delta\}^2+\alpha^2\,[(\gamma+1)\,(1+2\beta\varepsilon)\,\alpha^2-(\gamma+1+2\delta\varepsilon)]^2}}. \qquad (4)$$

Dans la zone de la résonance principale quand $\omega\approx\omega_n$, $(\alpha=1)$, l'expression (4) devient

$$k_{d_r}=\sqrt{\frac{(1+4\varepsilon^2)\,[1+(\beta-\delta)^2]}{[\gamma\delta+2\,(\gamma+1)\,\varepsilon]^2+4\,[\delta-(\gamma+1)\,\beta]^2\varepsilon^2}}. \qquad (5)$$

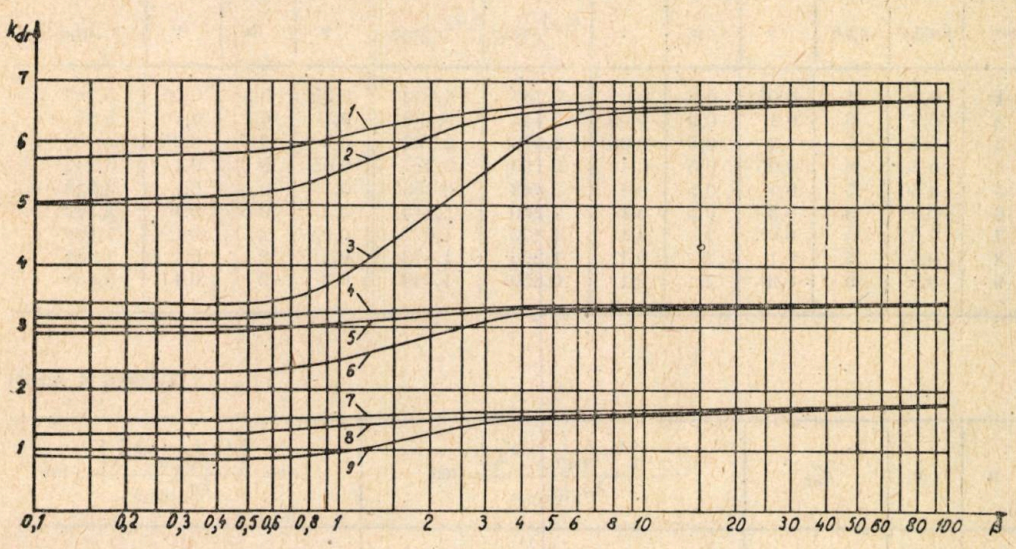


Fig. 2.

Les processus électromagnétiques transitoires qui ont lieu dans le moteur interviennent dans l'expression (5) par l'intermédiaire du paramètre β. C'est pourquoi dans la fig. 2 on a représenté la dépendance $k_{d_r}=k_{d_r}(\beta)$ pour les valeurs des paramètres du tableau 1. De la figure 2 on aperçoit que pour $\beta\leqslant 0{,}8$ et $\beta\geqslant 5$, le coefficient de dynamicité à la résonance, pratiquement ne dépend pas de β.

Si on emploie la caractéristique mécanique statique, $\beta=0$ et (5) devient

$$k'_{d_r}=\frac{1}{\gamma\delta+2\,(\gamma+1)\,\varepsilon}\sqrt{\delta^2+1+4\varepsilon^2}. \qquad (6)$$

Enfin, si on considère que le moteur électrique développe un couple constant $(\delta=0)$, le coefficient de dynamicité prend la forme

$$k''_{d_r}=\frac{1}{2\,(\gamma+1)\,\varepsilon}\sqrt{1+4\varepsilon^2}. \qquad (7)$$

Tableau 1

Nr. curbei	δ	ν	ε
1	0,05	0,5	0,05
2	0,1	0,5	0,05
3	0,3	0,5	0,05
4	0,05	0,5	0,1
5	0,1	0,5	0,1
6	0,3	0,5	0,1
7	0,05	2	0,1
8	0,1	2	0,1
9	0,3	2	0,1

Pour pouvoir tirer les conclusions, dans le tableau 2 on a calculé les coefficients de dynamicité à la résonance avec les trois formules (5) (6) et (7) pour des valeurs différentes des paramètres et aussi les erreurs relatives correspondantes.

De l'analyse des courbes de la fig. 2 et des dates du tableau 2, résultent les conclusions suivantes :

1. Pour $\beta \in [0 ; 0,8]$ c'est-à-dire quand la constante électromagnétique de temps est très petite, avec une erreur relative e'qui ne dépasse pas 3,5% (tableau 2) on peut employer la caractéristique mécanique statique, du moteur électrique.

2. Pour $\beta \in [5, 100]$ c'est-à-dire alors quand la pulsation propre du système est grande, avec une erreur relative e" tout au plus 10% (tableau 2), on peut négliger l'influence de la caractéristique mécanique du moteur. En effet, si la pulsation propre du système est grande, celle-ci suppose un moment reduit d'inertie relativement petit ; le moment reduit d'inertie étant petit, les phénomènes dynamiques dans l'agrégat de machines ont une influence négligeable sur le fonctionnement du moteur de commande, celui-ci pouvant être considéré idéal, c'est-à-dire avec un couple moteur constant, indifférent de la vitesse angulaire.

Tableau 2

Nr.	$\beta \leqslant 0,8$	$\beta \geqslant 5$	γ	μ	ν	$k_{dr}\|_{\beta \leqslant 0,8}$	$k_{d_r}\|_{\beta \geqslant 5}$	γ	μ	ν	k'_{dr}
1	0,5	5	0,05	0,5	0,05	5,847	6,632	0,05	0,5	0,05	5,749
2	0,5	5	0,1	0,5	0,05	5,147	6,556	0,1	0,5	0,05	5,05
3	0,5	5	0,3	0,5	0,05	3,378	6,192	0,3	0,5	0,05	3,496
4	0,5	5	0,05	0,5	0,1	3,160	3,377	0,05	0,5	0,1	3,142
5	0,5	5	0,1	0,5	0,1	2,942	3,353	0,1	0,5	0,1	2,928
6	0,5	5	0,3	0,5	0,1	2,266	3,248	0,3	0,5	0,1	2,362
7	0,5	5	0,05	2	0,1	1,476	1,677	0,05	2	0,1	1,459
8	0,5	5	0,1	2	0,1	1,296	1,653	0,1	2	0,1	1,281
9	0,5	5	0,3	2	0,1	0,850	1,543	0,3	2	0,1	0,886

Tableau 2 (suite)

μ	ν	k''_{dr}	$e' = \frac{\lvert k_{d_r}\rvert_{\beta \leqslant 0,8} - k'_{d_r}\rvert}{k_{d_r}\rvert_{\beta \leqslant 0,8}} \cdot 100$	$e'' = \frac{\lvert k_{d_r}\rvert_{\beta \geqslant 5} - k''_{d_r}\rvert}{k_{d_r}\rvert_{\beta \geqslant 5}} \cdot 100$
0,5	0,05	6,70	1,676	1,025
0,5	0,05	6,70	1,884	2,196
0,5	0,05	6,70	3,490	8,204
0,5	0,1	3,40	0,570	0,681
0,5	0,1	3,40	0,476	1,402
0,5	0,1	3,40	3,260	4,680
2	0,1	1,69	1,152	1,380
2	0,1	1,69	1,157	2,238
2	0,1	1,69	2,778	9,530

3. Pour $\beta \in (0,8 ; 5)$ l'étude de la dynamique de l'agrègat de machines doit se faire en prenant en considération la caractéristique mécanique dynamique du moteur électrique, sinon, les erreurs relatives sont inadmissiblement grandes.

BIBLIOGRAPHIE

1. Angot, A., Complemente de matematici, (traduit de la langue française), Editura Tehnică, Bucureşti, 1966.
2. Vejc, V. L., Dinamika mašinnyh agregatov, Izdatel'stvo Mašinostroenie, Leningrad, 1969.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

MICROCALCULATOR DIDACTIC

DE

A. ROGOJAN, V. POP, V. COIFAN

I. Introducere

Răspîndirea în masă a calculatorului numeric impune cunoaşterea funcţionării lui în cercuri largi de specialişti şi chiar în cercuri de nespecialişti, pentru completarea culturii generale.

Calculatorul electronic numeric este o instalaţie cu o schemă logică complicată, motiv pentru care e necesară plasarea celui care doreşte să-i cunoască funcţionarea în faţa unui exemplar cu caracter didactic, care să fie cît mai simplu cu putinţă, dar care să ofere exemple pentru toate procesele importante, care au loc în general într-un calculator.

Intenţia noastră este chiar aceea de a prezenta un microcalculator, care să satisfacă aceste cerinţe. Microcalculatorul didactic va mai putea fi folosit şi de aceia care doresc să-şi însuşească, în trăsăturile generale, proiectarea schemei logice a unui calculator numeric.

II. Caracteristicile generale

Pentru uşurinţa înţelegerii funcţionării, microcalculatorul va fi sincron, va lucra în sistemul de numeraţie binar, operaţiile făcîndu-se în paralel, iar pentru a nu mări inutil complexitatea, lungimea cuvîntului va fi de 8 biţi.

Numerele negative se vor reprezenta atît în memorie cît şi în acumulator în formă de complement faţă de 2. Avînd în vedere că numărul de ranguri este 8 înseamnă că valoarea absolută a unui număr negativ va fi $1 \leqslant N \leqslant 2^7 = 128$. Deci numărul negativ va fi reprezentat în microcalculator prin $2^8 - N$. În acest caz un număr egal cu zero are o singură reprezentare formată din 8 biţi de zero.

Memoria va fi realizată cu elemente semiconductoare şi va avea 64 cuvinte. Această capacitate este suficientă pentru înmagazinarea unor programe simple.

Datele se vor introduce cu ajutorul unui generator de cuvinte format din întrerupătoare şi se vor extrage după starea becurilor, care indică conţinutul fiecărui bit al acumulatorului.

Pentru a putea urmări uşor executarea unui program, biţii tuturor registrelor vor fi afişaţi prin becuri. De asemenea se vor afişa prin becuri ieşirile decodificatorului, care va arăta ce instrucţie se execută în momentul respectiv. Tot prin becuri vor fi semnalizate momentele apariţiei celor 4 impulsuri de orologiu.

Spre a se putea urmări în amănunt funcţionarea microcalculatorului se vor putea da impulsuri de tact, pas cu pas, manual.

Microcalculatorul va fi în măsură de a efectua 11 instrucţii, aşa fel alese încît cu ajutorul lor să se poată efectua programe variate. El nu va avea instrucţii de înmulţire şi împărţire, tocmai pentru a fi menţinut într-o formă simplă ; astfel de operaţii putîndu-se însă executa prin program.

Panoul frontal va fi astfel aranjat încît să poată fi foarte uşor urmărită circulaţia informaţiei şi apariţia semnalelor de comandă. Fiecare bloc al calculatorului va fi realizat pe o plachetă, care va putea fi introdusă în conector prin panoul frontal. Corespunzător fiecărui bloc, pe panoul frontal va apărea schema blocului şi becurile de afişare. Tot pe panoul frontal vor fi plasate : generatorul de cuvinte şi cheile pentru manipularea manuală.

Microcalculatorul va fi realizat cu circuite integrate de provenienţă autohtonă.

III. Descrierea prin cuvinte a instrucţiilor şi a proceselor declanşate de cheile de pe pupitrul de comandă

A. *Instrucţii cu referire la memorie*

1. *Salt* (SLT). Sări la instrucţia următoare de la adresa specificată în cîmpul de adresă al instrucţiei.
2. *Adună* (ADA). Adună conţinutul celulei de memorie, de la adresa specificată în cîmpul de adresă al instrucţiei, la conţinutul acumulatorului *A* şi păstrează rezultatul în *A*.
3. *Memorează* (MEM). Memorează conţinutul acumulatorului *A* în memorie la adresa specificată în cîmpul de adresă al instrucţiei.

B. *Instrucții cu referire la registre*

4. *Nici o operație* (NOP). În timpul acestei instrucțiii nu se execută nici o operație.
5. *Adă la zero* (AZA). Adă la zero conținutul acumulatorului *A*.
6. *Complementează* (CPL). Inversează cei 8 biți ai acumulatorului A.
7. *Dreapta A* (DRA). Deplasează la dreapta conținutul acumulatorului cu un rang. Bitul rangului cmps se pierde, iar în rangul cms se introduce zero.
8. *Stînga A* (STA). Deplasează la stînga conținutul acumulatorului cu un rang. Bitul rangului cms se pierde, iar în rangul cmps se introduce zero.
9. *Omite dacă conținutul lui A este impar* (OAI). Omite instrucția următoare dacă bitul cmps al acumulatorului este 1.
10. *Omite dacă conținutul lui A este negativ* (OAN). Omite instrucția următoare dacă bitul cms al acumulatorului este 1.
11. *Oprește calculatorul* (OPR). Oprește intrarea impulsurilor de tact în generatorul impulsurilor de orologiu. Generatorul impulsurilor de orologiu se oprește în starea inițială, așa fel încît la o nouă pornire primul impuls de orologiu care apare este I_1.

C. *Descrierea proceselor determinate de cheile de pe panoul de comandă*

1. *Cheia „stare inițială"* (STIN). Apăsarea pe cheie determină aducerea la zero a bistabilului adresei (BA), a registrului numărător de adrese (NA), a generatorului impulsurilor de orologiu (GIO) și a bistabilului pornește-oprește (BPO).
2. *Cheia „încarcă adresa"* (INAD). Apăsarea pe cheie determină introducerea în NA a cuvîntului din G.
3. *Cheia „pornește"* (POR). Apăsarea pe cheie determină aducerea lui BPO pe 1 și astfel se permite introducerea impulsurilor de tact (i) în GIO.
4. *Cheia „manual"* (MAN). Apăsarea pe cheie generează un singur impuls de tact (i).

IV. Organizarea cuvîntului „instrucție" și codul instrucțiilor

Întrucît cuvîntul microcalculatorului este format din 8 biți, vom prevedea 2 biți pentru codul de operație și 6 biți pentru partea de adresă. În felul acesta vom acoperi întreaga capacitate a memoriei prin adresare directă, deoarece $2^6=64$. Cei 2 biți pentru codul operației ne permit să realizăm 4 combinații, dintre care 3 le utilizăm pentru 3 instrucții cu referire la memorie (SLT, ADA și MEM), iar a 4-a o utilizăm pentru extinderea codului de operație cu încă 3 biți, pentru instrucțiile cu referire la registre. În felul acesta mai realizăm încă 8 coduri pentru instrucțiile din această categorie.

În fig. 1 se arată formatul cuvîntului instrucție.

În fig. 2 se arată codurile de operație atribuite tuturor instrucțiilor.

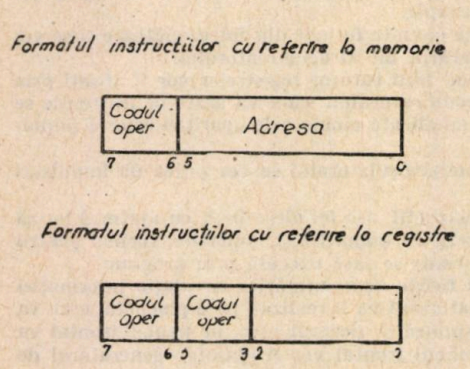


Fig. 1.

Nr. ord.	Cod. instr.	Instr.
1	01 XXX	SLT
2	10 XXX	ADA
3	11 XXX	MEM
4	00 000	NOP
5	00 001	AZA
6	00 010	CPL
7	00 011	DRA
8	00 100	STA
9	00 101	OAI
10	00 110	OAN
11	00 111	OPR

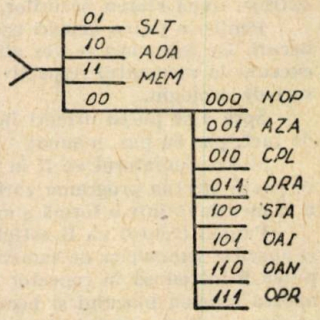


Fig. 2.

V. Blocurile din care este format microcalculatorul

Pentru a putea efectua instrucțiile pe care le-am prevăzut, și pe care le-am descris prin cuvinte, sînt necesare următoarele blocuri: o memorie (M), un registru acumulator (A), o unitate aritmetică (UA), un complementator (CP), un registru numărător de adrese (NA), un registru al instrucției (RI), un decodificator al codului operației (DCO), un bloc al circuitelor de comandă (BCC), un generator de impulsuri de orologiu (GIO) și un generator de cuvinte (G).

După metoda descrisă în [1] aceste blocuri se reprezintă, în scopul elaborării schemei BCC, prin dreptunghiuri cu borne. Totodată trebuiește cunoscută circulația informației.

Avînd în vedere că blocurile sînt puțin numeroase și că sînt necesare borne relativ puține, nu se mai prezintă separat blocurile cu borne și separat circulația informației în microcalculator, ci acestea sînt redate împreună cu schema bloc din fig. 3, care reprezintă și aspectul panoului frontal al microcalculatorului.

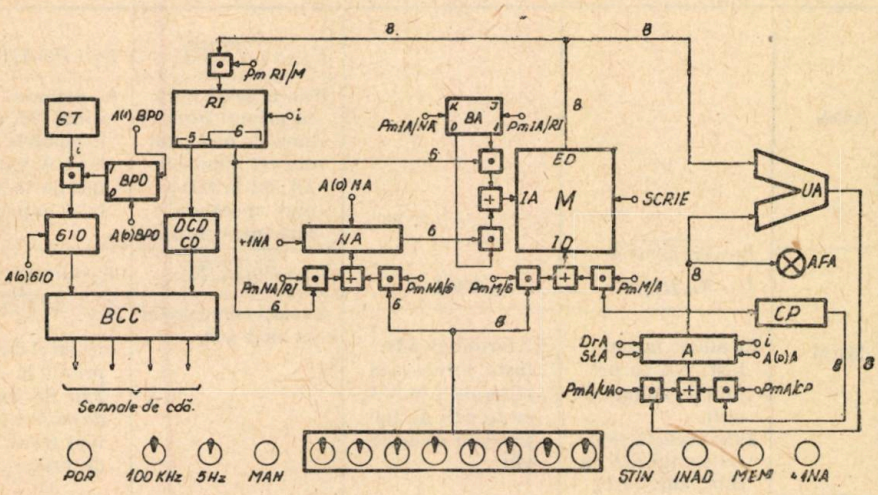


Fig. 3.

VI. Descrierea prin tabele a instrucțiilor și a proceselor declanșate de chei, în vederea scrierii ecuațiilor pentru BCC

Avînd în vedere că instrucțiile sînt simple, fiecare din ele poate fi executată într-un singur ciclu al microcalculatorului. Acest ciclu este rezultat din 4 impulsuri de orologiu (I_1, I_2, E_1, E_2). Două din aceste impulsuri de orologiu (I_1, I_2) sînt utilizate pentru aducerea instrucției din M în RI, iar celelalte două (E_1, E_2) sînt utilizate pentru executarea instrucției aduse din M.

Pentru același motiv al simplității instrucțiilor nu vom face tabele separate pentru fiecare instrucție, ci vom face un tabel pentru instrucții (fig. 4) și unul pentru descrierea proceselor, care au loc la apăsarea cheilor (fig. 5).

Comentariile vor fi de asemenea succinte, întrucît înțelegerea este ușoară.

În tabelele de mai sus semnalele generate la apăsarea cheilor sînt notate cu litera I, avînd ca indice denumirea mnemonică a cheilor respective.

VII. Scrierea ecuațiilor BCC pe baza tabelelor

La scrierea ecuațiilor trebuie să avem în vedere faptul că unele semnale de comandă efectuează comanda cînd trec de la valoarea 1 la valoarea 0. În acest caz pentru a nu greși la scrierea ecuațiilor, care rezultă din efectuarea unei funcții logice SAU între diferiți termeni luați din diferite poziții ale tabelului, va trebui să considerăm în tabel funcțiile negate, așa cum dealtfel sînt și scrise.

Ținînd seama de acest lucru rezultă 18 ecuații în alcătuirea arătată mai jos (fig. 6).

Cu acestea se poate realiza sinteza circuitelor BCC.

VIII. Elaborarea schemelor logice ale blocurilor componente ale microcalculatorului

Avînd în vedere că elaborarea schemelor acestor blocuri, după ce se cunosc bornele cu care sînt prevăzute, este o operație nu prea complicată, vom preciza doar că registrele A și RI sînt sincrone, utilizînd tactul general i, pe cînd NA este realizat folosind intrările asincrone. Realizarea sub formă asincronă a lui NA se datorește faptului că acesta este conectat și ca numărător, pentru formarea adresei instrucției următoare.

	Instr.	I_1	I_2	E_1	E_2
1	ADA			$E_1 \rightarrow \overline{PmIA/RI}$ Prin această c-dă, cu primul front al imp. de orol., adr. din RI ajunge la IA, iar la ED apare operandul care intră și în UA	$E_2 \rightarrow PmA/UA$ Se primește în A, suma $(M)+(A)$ formată la ieșirea lui UA. Operația începe la primul fr. al imp. de orol.
2	MEM	$I_1 \rightarrow \overline{PmIA/NA}$ $I_1 \rightarrow PmRI/M$ Se aduce la zero bist. BA cu primul fr. al imp. de orol. Prin aceasta se face leg. lui NA cu intr. adr. (IA). Se primește în RI cuv. care după 300 nS de la apariția adr. la IA se află la extr. de date ED. Operația începe cu primul fr. al. imp. de orologiu	$I_2 \rightarrow +1NA$ Se formează adr. instr. următoare adunînd 1 la NA, cu fr. căz. al. impulsului de orologiu	$E_1 \rightarrow \overline{PmIA/RI}$ Același comentariu ca mai sus.	$E_2 \rightarrow PmM/A$ $E_2 \rightarrow \overline{SCRIE}$ Cuvîntul din A este primit în M prin ID. Se dă c-da de scriere cu primul front al imp. de orol.
3	SLT			$E_1 \rightarrow \overline{A\,(0)\,NA}$ Cu primul front al imp. de orol. se aduce la zero.	$E_2 \rightarrow PmNA/RI$ Se primește adresa din RI în NA Operația începe cu primul fr. al imp. de orol.
4	NOP			–	–
5	AZA			–	$E_2 \rightarrow \overline{A\,(0)\,A}$ Cu fr. căzător a lui i
6	CPL			–	$E_2 \rightarrow PmA/CP$ Cu primul fr.
7	DRA			–	$E_2 \rightarrow DrA$ Cu primul fr. căz. a a lui i
8	STA			–	$E_2 \rightarrow StA$ Cu fr. căz. a lui i
9	OAI Omite dacă (A) e impar			–	Dacă avem $A_0=1$ atunci $E_2 \rightarrow +1\,NA$ Cu fr. căzător
10	OAN Omite dacă (A) e neg.			–	Dacă avem $A_7=$ $=1$ atunci $E_2 \rightarrow +1\,NA$ cu fr. căz.
11	OPR			–	$E_2 \rightarrow \overline{A\,(0)\,BPO}$

Fig. 4.

Descrierea prin tabele a proceselor cheilor

	Cheia	Procesele efectuate	Observații
1	STIN	$I_{STIN} \rightarrow \overline{PmIA/NA}$ $I_{STIN} \rightarrow \overline{A\ (0)\ NA}$ $I_{STIN} \rightarrow \overline{A\ (0)\ GIO}$ $I_{STIN} \rightarrow \overline{A\ (0)\ BPO}$	Cheia la apăsare face un contact prin care trimite semnal de tens. (I_{STIN}) la bornele indicate. Cheia se manipulează în repaos cînd calc. este oprit.
2	INAD	$I_{INAD} \rightarrow \overline{PmNA/G}$	Cheia se manipulează în repaos. Ea aduce adr. din G în NA
3	MEM	$I_{MEM} \rightarrow PmM/G$ $I_{MEM} \rightarrow \overline{SCRIE}$	Cheia se manipulează în repaos. (Înainte prin Ch. STIN s-a făcut leg. între NA și IA) Ea aduce cuv. din G în M la adr. din NA.
4	+1 NA	$\underbrace{I_{+1NA} \rightarrow +1NA}$ din GS	Cheia se manipulează în repaos. Ea adaugă o unitate la NA formînd o nouă adresă.
5	POR	$I_{POR} \rightarrow A\ (1)\ BPO$	Cheia se manipulează în repaos
6	MAN	$I_{MAN} \rightarrow i$	Cheia se manipulează în repaos

Fig. 5.

Ecuațiile *BCC*

1. $A\ (0)\ A = \overline{AZA \cdot E_2}$
2. $A\ (0)\ BPO = \overline{OPR \cdot E_2 + I_{STIN}}$
3. $A\ (0)\ GIO = \overline{I_{STIN}}$
4. $A\ (0)\ NA = \overline{SLT \cdot E_1 + I_{STIN}}$
5. $DrA = DRA \cdot E_2$
6. $PmA/CP = CPL \cdot E_2$
7. $PmA/UA = ADA \cdot E_2$
8. $PmIA/NA = \overline{I_1 + I_{STIN}}$
9. $PmIA/RI = \overline{(ADA + MEM) \cdot E_1}$
10. $PmM/A = MEM \cdot E_2$
11. $PmM/G = I_{MEM}$
12. $PmNA/G = l_{INAD}$
13. $PmNA/RI = SLT \cdot E_2$
14. $PmRI/M = I_1$
15. $SCRIE = \overline{MEM \cdot E_2 + I_{MEM}}$
16. $StA = STA \cdot E_2$
17. $+1NA = I_2 + (OAI \cdot A_0 + OAN \cdot A_7) \cdot E_2 + I_{+1NA} + I_{MEM}$
18. $A\ (1)\ BPO = I_{POR}$

Fig. 6.

Cîteva precizări dorim să facem relativ la GIO. În fig. 7 se arată diagrama de timp a celor 4 impulsuri de orologiu.

Diagrama de timp a GIO

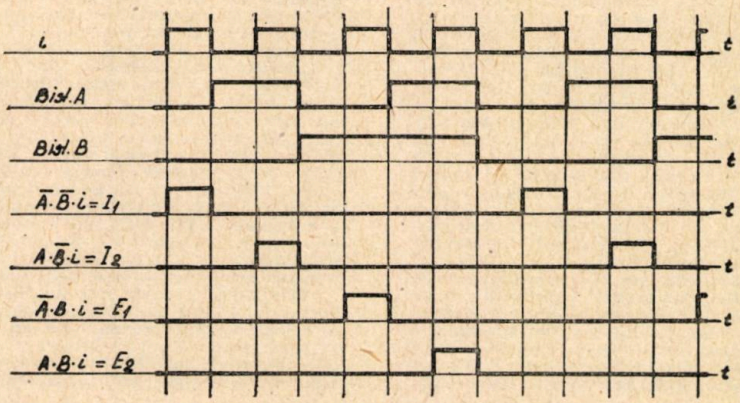


Fig. 7.

GIO este astfel alcătuit încît poate funcționa cu o frecvență de repetiție a impulsurilor de orologiu de 100 kHz, de 5 Hz, precum și cu impulsuri date manual „pas cu pas", după cum s-a mai spus. Frecvența de repetiție de 5 Hz oferă posibilitatea de a urmări vizual transformările din registre în funcționare automată, deci fără să fie nevoie să utilizăm generarea manuală a impulsurilor de orologiu.

IX. Încheiere

Microcalculatorul a fost realizat la Catedra de Calculatoare a Institutului politehnic „Traian Vuia" Timișoara. El are toate performanțele arătate în cele de mai sus și s-a dovedit a fi foarte util procesului de învățămînt.

La realizarea circuitelor microcalculatorului și-au adus contribuția studenți din anul IV și V ai Secției de calculatoare. De asemenea o contribuție deosebită la realizarea microcalculatorului, la verificarea și punerea la punct, și-a adus tov. tehnician Nănasi Constantin căruia, pe această cale, îi aducem mulțumiri.

BIBLIOGRAFIE

1. Al. Rogojan: Calculatoare numerice, vol. 1 și 2 IPTVT. Timișoara, 1973—1974.
2. A. Vătăsescu și alții; Dispozitive semiconductoare, Editura tehnică, București 1975.
3. R. L. Morris și J. R. Miller: Proiectarea cu circuite integrate TTL. Editura tehnică, București 1974.

MICRORECHNER FUR LEHRZWECKE

ZUSAMMENFASSUNG

In der Arbeit wird ein paralleler Microrechner dargestelt, dessen Wörterlänge 8 Bit beträgt und der dem Lehrprozess geeignet ist. Der Microrechner hat 11 Befehle. Für die Eingabe der Daten wird ein mit Schalter vorgesehenen Wörtergenerator benützt, während für die Ausgabe Glühlampen verwendet werden.

Es wird eine Beschreibung durch Wörter und durch Tabellen der Befehle und der durch die Schalter des Befehlstafel vorgerufenen Prozesse durchgeführt. Auf Grund der Tabellen werden die Gleichungen des Befehlsschaltungen blocks geschrieben.

Der Microrechner wurde am Lehrstuhl für Rechenanlagen des Institutes hergestellt.

RECENZIE

ELEKTROWÄRME — THEORIE UND PRAXIS
HERAUSGEBER : UNION INTERNATIONALE d'ELECTROTHERMIE (UIE) PARIS
CHEFREDAKTEUR : Dr.-Ing. *K. KEGEL*
Verlag W. Girardet, Essen, 1975.
XX und 902 Seiten mit über 500 Fotos und Zeichnungen sowie zahlreichen Tabellen

Die Anwendung der Elektrowärme hat in der rumänischen Industrie ständig an Bedeutung gewonnen. In Rumänien, sowie auch in anderen Ländern haben viele Forschungsergebnisse zu Güterverbesserungen und zu einer schnelleren, bequemeren und wirtschaftlicheren Produktion geführt, u. a. auch durch einen vielfältigen Einsatz elektrischer Energie für industrielle Wärme. Infolgedessen ist das Interesse für das Gebiet der Elektrowärme ständig im wachsen. Das im Auftrag der Union Internationale d'Electrothermie, von 27 Fachgelehrten aus elf europäischen und aussereuropäischen Ländern erstellte Werk „Elektrowärme — Theorie und Praxis", wird den Anforderungen, die an ein für die Praxis bestimmtes Handbuch gestellt werden, gerecht. Es ist ein Buch welches der Studierende, der Betriebsmann in der Fertigung, der Vertreter von Elektrizitätsversorgungsunternehmen und der Mann in der Forschung braucht, um sich einen Überblick über das gesamte Gebiet der Elektrowärme zu verschaffen, um sich mit verschiedenen Verfahren vertraut zu machen und das Zweckmässigste für seine Fertigung auszuwählen. Das Buch hilft dem Studierenden sich in die Grundbegriffe der Elektrowärme einzuarbeiten und gibt dem Fachmann Anregungen zur Weiterentwicklung und zum Ausbau seiner Kenntnisse. Aus dem Inhalt des Buches: Geschichte und wirtschaftliche Bedeutung der Elektrowärmeanwendung, Wärmeübertragung, Elektrische Energie als Wärmequelle, Temperaturmessung, Prinzipien der automatischen Regelung, Grundlagen der Ähnlichkeitstheorie, Analogie und Digitalrechenverfahren, wirtschaftliche Gesichtspunkte der Produktion. Besonders berücksichtigt werden die Elektrowärmegeräte (Geräte und Einrichtungen zur Widerstandserwärmung, Plasmaerwärmung, Lichtbogenerwärmung, zur induktiven und dielektrischen sowie Mikrowellenerwärmung, Elektronenstrahl und Infraroterwärmung). Es werden auch die Grundlagen und die derzeitigen Anwendungen der Laser behandelt. Tabellen und Funktionskurven mit Wärmekennwerten, ein Namensregister und ein dreisprachiges Stichwortregister ermöglichen eine schnelle Orientierung.

Das Werk ist nicht nur für Elektroingenieure bestimmt. Allen Betriebs-, Laboratoriums- und Entwicklungsingenieuren, die an verschiedenen Fertigungsstellen mit Elektrowärme zu tun haben, oder an wissenschaftlichen Problemen arbeiten, bietet es zahlreiche Informationen und Hinweise.

Prof. dr. ing. Vlad Văzdăuțeanu

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara

SERIA CONSTRUCȚII

Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

ASUPRA UNOR PROBLEME PRIVIND INTERACȚIUNEA DINTRE STRUCTURĂ ȘI TEREN

DE

GRAȚIANA BALEKICI, I. BANDA, È. FLEȘERIU, L. GĂDEANU, I. MUNTEANU, ANA NEGRU

1. **Introducere.** Problema interacțiunii dintre structură și teren este inerentă oricărui proiect de construcții.

Lucrarea parcurge critic și selectiv literatura de specialitate pe care o îmbogățește cu rezultate teoretice și experimentale proprii, evidențiind realizările obținute și problemele ce se cer studiate în continuare.

2. **Prezentarea.** Un calcul corect și complet al unei structuri de rezistență din construcții trebuie să țină seama în primul rînd, de următorii factori : 1. structura este și se comportă spațial, 2. încărcarea este preluată de ansamblul format din structură și teren într-un sistem interactiv, prin intermediul unor rezemări, 3. deformațiile structurii și terenului de fundare au un caracter reologic. Astfel, interacțiunea dintre structură și teren pune probleme diferite pentru o structură în cadre, sau pentru una din panouri mari, respectiv pentru o structură din zidărie etc. La fel, interacțiunea dintre cele două elemente este diferită odată cu natura și caracteristicile mecanice ale materialului din construcție și din terenul de sub construcție. În sfîrșit, interacțiunea dintre cele două elemente constructive depinde de natura acțiunilor aplicate, ele putînd fi statice sau dinamice, verticale sau orizontale.

Încărcările transmise de la structură la teren, prin intermediul fundațiilor, fac ca acesta să se deformeze, în funcție de caracteristicile fizice ale lui. În cazul cînd acestea sînt neuniforme, structura este antrenată în mod diferit, în funcție de modul ei de rezemare pe teren și de tipul ei. Problema apare în cazul structurilor static nedeterminate unde deformațiile neuniforme în spațiu și în timp, ale rezemărilor, dezvoltă deformații și eforturi neuniforme, în întreaga structură, de asemenea variabile în timp. Principalii factori ce participă în acest proces de interacțiune și anume rigiditatea structurii inclusiv a fundației, natura și dimensiunile pachetului de straturi compresibile ale pămîntului, comportarea în timp a materialelor intrate în operă, calitatea și cantitatea acțiunilor aplicate construcției, fac ca problema să fie evident complexă.

Cunoscînd că determinarea prin calcul a comportării pămîntului de sub fundație este o problemă deosebită, pentru acesta în prezent se aplică ipoteze ca aceea a proporționalității (Winkler), pe baza căreia se obțin simplificări importante, sau ipoteza semispațiului elastic (Boussinesq). În practică se evidențiază că între eforturile și deformațiile de sub talpa fundației pot fi relații liniare dar și neliniare, chiar pentru același pămînt, în funcție de valoarea și modul de acționare al încărcărilor.

3. **Metode și modele de studiu.** Studierea unei asemenea probleme comportă atacarea ei atît pe cale teoretică cît și experimentală. De aceea în cele ce urmează se prezintă, relativ pe scurt, cîteva din metodele și modelele de folosit. În mod deosebit ne vom referi la structurile de rezistență ale construcțiilor de locuințe (cu S+P+4E), în diafragme amplasate pe terenuri dificile solicitate static și dinamic.

3.1. *Metoda fotoelastică* permite ca, pe cale experimentală, să se determine concentrarea eforturilor în vecinătatea golurilor și în zonele de colț, la rezemarea diafragmelor. Deocamdată, studiile s-au făcut pe structuri modelate în plan.

Modelarea legăturilor dintre panouri, a căror continuitate este asigurată prin monolitizării ulterioare, a fost imaginată în mai multe variante : 1. prin micșorarea secțiunii plăcii utilizate pentru model, 2. prin turnarea între plăcile izolate ale modelului a unui material cu modul de elasticitate diferit. În acest ultim caz pot apare probleme suplimentare de natură optică.

Din experimentările făcute se constată că diafragmele cu goluri rezemate prin încastrare totală, au deformații sub încărcări orizontale mai mari cu 22 ... 42% față de cele pline și în funcție de dimensiunea golului. Pentru diafragmele cu goluri, deformata generală tinde să aibă forma unui cadru.

Pentru diafragmele care se dezlipesc de pe pămîntul de fundație, deformațiile sînt mai mari cu 15 ... 115% în funcție de volumul golurilor și de gradul de dezlipire de pe teren. Deformata axei mediane crește pe măsură ce golurile se apropie de axa mediană a diafragmei.

În fotografia nr. 1 sînt arătate traiectoriile eforturilor unitare σ_1 și σ_2 pentru o diafragmă cu goluri simetrice și apropiate, în boiandrugi. În fotografiile nr. 2a, b, c, sînt arătate traiectoriile

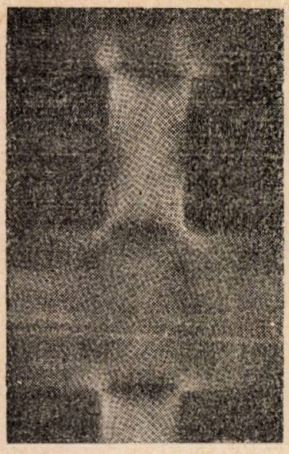


Foto 1.

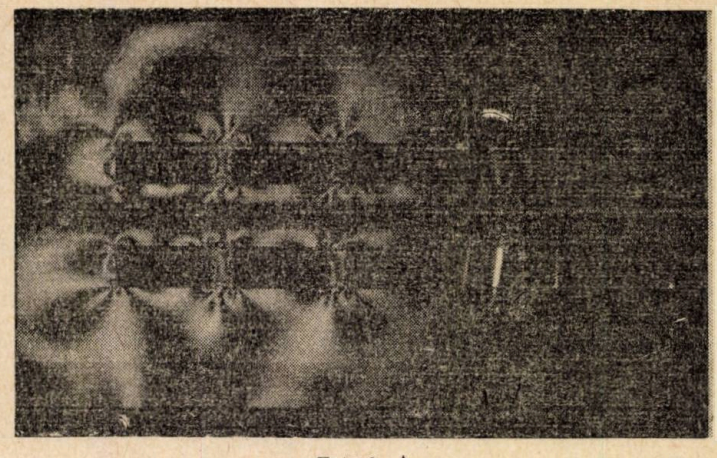
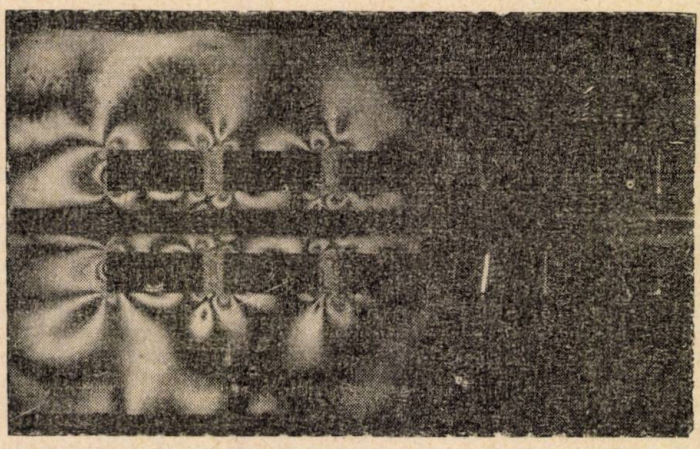
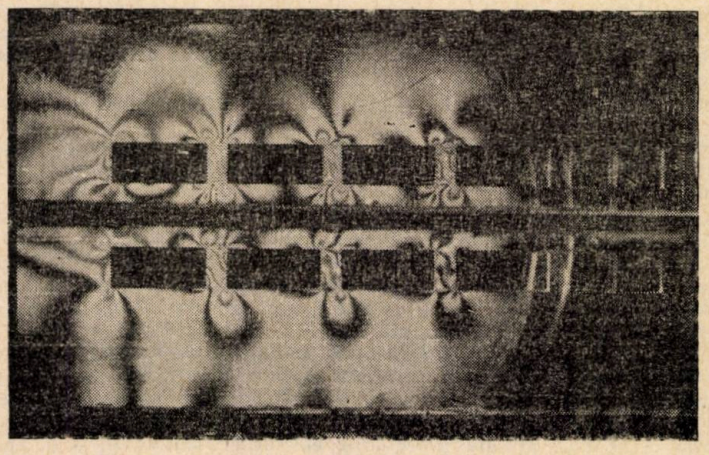


Foto 2. A



B



C

efortu.ilor în diafragma cu goluri simetrice și depărtate : încastrată (*a*), dezlipită de pe teren de partea acțiunii (*b*), dezlipită de pe teren de partea opusă acțiunii (*c*).

3.2. *Cercetările tensometrice* permit obținerea de rezultate cantitative într-o bună măsură. Modelele, la scară, sînt plane sau spațiale, executate din materiale adecvate : microbeton, plexiglas, mortare de beton etc. Plasarea timbrelor tensometrice se face cunoscînd rezultatele studiului fotoelastic, care indică locul și direcția efectelor importante.

3.3. *Calculul prin aproximații succesive.* Procesul de interacțiune structură-teren poate continua un timp relativ îndelungat, funcție de caracteristicile fizice ale celor două elemente, de încărcări etc. În acest proces presiunile de contact se redistribuie odată cu deformarea structurii și a terenului, modificînd totodată procesul de deformare al celor două medii interactive. În asemenea condiții calculul prin aproximații succesive discretizează fenomenul de interacțiune dintre structură și teren în faze succesive, de lungimi de timp finite. Aceasta corespunde unui calcul pas cu pas în care : 1. inițial terenul este considerat sănătos, iar structura își găsește forțele de rezemare care o pun în echilibru ; 2. sub aceste forțe de rezemare acesta se deformează, 3. aceste deformații ale pămîntului devin acțiuni asupra structurii care se echilibrează prin noi forțe de legătură în reazeme : 4. sporul acesta de forțe de rezemare deformează pămîntul și obligă structura să se reașeze etc. Un mod de calcul acceptat astăzi consideră numai primii doi pași de calcul, la care tasările posibile și probabile sînt acceptate de la început ca acțiuni speciale, accidentale.

3.4. *Modelul pentru un calcul spațial* consideră că subsolul construcției formează o cutie închisă prin cei șase pereți dintre care unii cu goluri). Presupunînd o diagramă de presiuni pe teren ca în figura 1, se poate scrie : $P_a a + P_b b = M_t = P_1 e + P_2 c$.

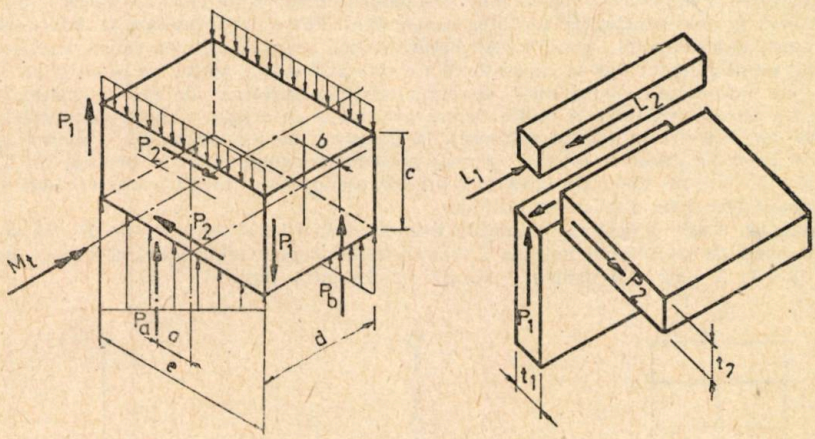


Fig. 1.

Considerînd relațiile $\tau = M_t/2\,\Omega t$, $P_1 = \tau tc$ și $P_2 = \tau te$, rezultă $P_1 = M_t/2e$ și $P_2 = M_t/2c$. Cu aceasta lunecarea dintre cei doi pereți în dreptul muchiei unde se face legarea lor este $L_1 = P_1 d/c$ și $L_2 = P_2 d/e$.

Dacă pe lungimea c este plasat un perete intermediar și dacă pe lungimea d sînt mai multe diafragme, sistemul considerat devine mai rigid. În acest caz relația tensiunii tangențiale se va relua, problema fiind mai complexă, ea referindu-se la un profil multiconex cu legături transversale suplimentare dispuse discret.

3.5. *Metoda elementului finit* se va putea aplica pe baza modelului de deformații, a celui de tensiuni sau a celui mixt. Valabilitatea rezultatelor depinde de gradul de reflectare a problemei fizice în modelul matematic considerat (calitatea materialului, discretizarea mediului, considerarea acțiunilor, ipoteze de calcul etc.).

Discretizarea ansambului structură—teren se face în elemente de construcție de forme adecvate și de caracteristici mecanice identice cu cele ale celor două elemente componente. Discretizarea se face în mod diferențiat, cu îndesirea elementelor finite în regiunile cu vîrfuri de efort.

Figura nr. 2 arată o diafragmă, fundația și masivul de pămînt considerat. Se presupune că felia de pămînt tasabil se izolează sub fundație sub unghiurile α și β, dimensiunile ei fiind delimitate prin h, b și l, corespunzător modulilor de elasticitate E, G și coeficientului μ. Pentru început $\operatorname{tg}\alpha = 1$ și $\operatorname{tg}\beta = 3$ iar masa construcției aprox. 3% din masa pămîntului de fundare. Caracteristicile fizice ale pămîntului se modelează în baza ipotezei proporționalității presiunilor, a semispațiului liniar deformabil, omogen, izotrop sau anizotrop. Cu aceste elemente se poate face discretizarea masivului de teren și se poate aplica metoda elementelor finite.

Un mod de calcul interesant și acceptabil este bazat pe metoda elementului finit în spațiu, combinată cu metoda elementului finit în timp. În acest mod de calcul matricea intrinsecă este tridimensională.

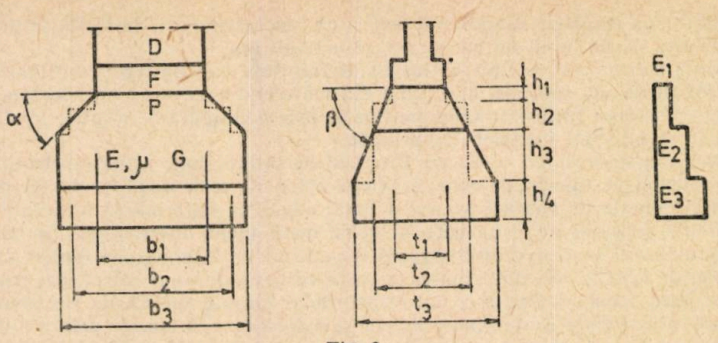


Fig. 2.

4. **Problema interacțiunii în condiții de seismicitate.** Interacțiunea dintre structură și teren în condițiile solicitărilor dinamice este deosebit de complexă, în special în prezența unor terenuri dificile. Pentru un asemenea calcul, în general schema construcției consideră masele concentrate în dreptul planșeelor, terenul este modelat printr-un sistem plan sau spațial cu masele reale concentrate în noduri dispuse discret după o lege oarecare. Numărul mare de mase permite o precizie mai bună a rezultatelor, implică utilizarea unui echipament modern de calcul numeric, dar se constată că nu afectează în mod substanțial unitatea concluziilor. Forța perturbatoare se determină pe seama accelerogramei cutremurului, considerată caracteristică pentru regiunea respectivă. Această situație acoperă cazul general, dar se constată că nu este suficientă. Astfel, se observă că comportarea structurii este influențată foarte mult de caracteristicile spectrale ale excitației seismice. Această observație s-a dovedit valabilă în multe cazuri, precum și cu ocazia seismului din Vrancea din ziua de 4 martie a.c. Cu ocazia acestui cutremur, la București au fost solicitate în mod deosebit structurile înalte în cadre deoarece seismul a avut perioade predominante de ordinul 1 ... 1,5 sec. De aceea un calcul trebuie făcut pe baza mai multor oscilograme medii, caracteristice, care să acopere mai multe tipuri de cutremure posibile.

În figura nr. 3 este arătat un ansamblu format dintr-o construcție cu $S+P+4E$ și terenul de fundare. Modelele de calcul imaginate au 6 mase referitoare pentru structură și 9 mase pentru teren, respectiv, au cîte 2 mase atît pentru structură cît și pentru teren.

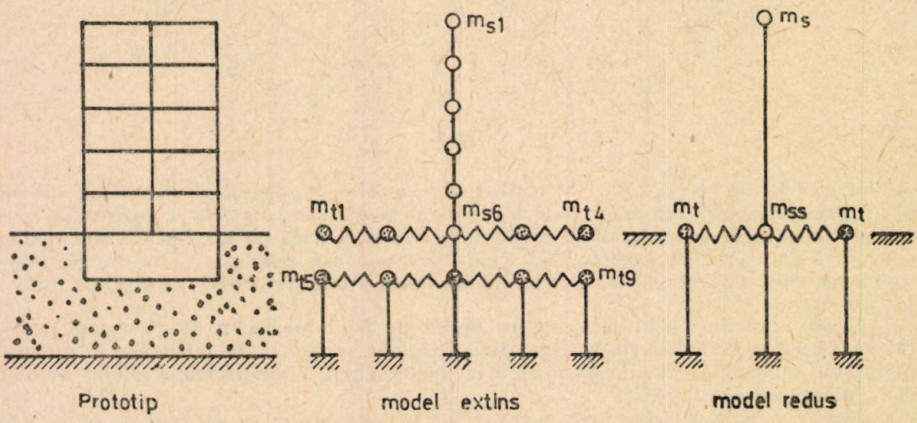


Fig. 3.

Rezultatele obținute prin calcule dovedesc că pentru construcții relativ rigide (T_c=0,3 ... 0,6 sec.) pămînturile rigide au o influență nefavorabilă, mărind deplasările relative cu 20 ... 40% precum și forțele tăietoare din structură.

Pentru construcții avînd perioadele cuprinse între 0,9 ... 1,3 sec. influența pămîntului este relativ mică iar pentru construcțiile cu perioadă mai mare, influența pămîntului este într-o mică măsură favorabilă.

Influența pămînturilor asupra perioadelor proprii ale primelor trei forme ale vibrațiilor este foarte mare, în special pentru construcțiile rigide fundate pe pămînturi moi. Pentru aceste construcții cu perioada de 0,3 ... 0,6 sec., lipsa de rigiditate a pămînturilor mărește perioadele proprii ale vibrațiilor de 1,5 ... 2 ori.

În funcție de proprietățile mecanice ale pămînturilor și de grosimea straturilor de pămînt pînă la cel sănătos, se constată că pămîntul influențează relativ puțin asupra frecvenței fundamentale a construcției (4 niveluri) și influențează mult asupra celor superioare. Odată cu majorarea grosimii stratului de pămînt pînă la cel sănătos, frecvențele formelor superioare se micșorează simțitor apropiindu-se de cea principală. Astfel, în această zonă a frecvențelor minime se produce o îndesare a curbelor multiplicatorului dinamic și probabilitatea provocării unor vibrații puternice prin unde seismice crește. Această concluzie teoretică, de o mare importanță practică, se cere verificată experimental, într-o măsură mai mare decît pînă acum.

Influenta sarcinilor dinamice de natura celor seismice scade cu adîncimea în terenul de fundare; de aici rezultă că sînt indicate fundațiile adînci, astfel asigurîndu-se o mai eficientă conlucrare între structură, fundație și teren. Deplasările unor particule în terenul de fundație scad cu adîncimea după o lege exponențială și în funcție de perioada oscilațiilor terenului de fundare, produse de cutremur.

Influența terenului de fundare asupra stării de eforturi din structură în timpul cutremurelor este complexă. Aceasta depinde de raportul rigidităților structurii și terenului și de caracteristicile fizice ale cutremurului

5. **Concluzii.** Studii și observații permanente făcute asupra unui număr foarte mare de construcții dovedesc că ignorarea interacțiunii dintre structură și pămîntul de fundare conduce la deteriorări mai mult sau mai puțin grave și imediate asupra construcției.

Interacțiunea dintre structură și teren este dependentă de: 1. caracteristicile acțiunilor statice și dinamice de tipul celor tectonice (spectru, intensitate), 2. caracteristicile pămîntului de fundare (natura, grosimea, așezarea straturilor), 3. proprietățile de rigiditate, inerție și de disipare a energiei, ale construcției (dimensiuni geometrice, distribuția maselor, caracteristicile fizice ale materialului), 4. comportarea variabilă în timp a materialelor și în special a pămînturilor dificile.

Continuarea studiilor și în special a celor experimentale este evident necesară.

BIBLIOGRAFIE

1. Chamecki S. Interaction between construction and soil foundation, Seminar ONU, 1974, București.
2. CPCP-ISLGC Îndrumător tehnic pentru proiectarea structurilor de rezistență ale locuințelor și clădirilor social culturale, 1975.
3. * * * Lucrările conferinței privind calculul seismic al structurilor, 1970, Iași.
4. Petersson H. Analysis of building structures, 1973, Göteborg.
5. Titovici N. A. Mecanica pămînturilor, E.S.A.C., 1955, București.
6. Colectiv Facultatea de construcții Timișoara. Conlucrarea dintre structură, fundație și teren, contract nr. 161/1975 cu C.P.C.P. — București.

CONTRIBUTIONS TO SOME PROBLEMS CONCERNING THE INTERACTION BETWEEN STRUCTURE AND SOIL

SUMMARY

The problem of the interaction between structure and foundation soil is inherent to any construction project. It is affected by the statical or seismic load characteristics, the characteristics of the foundation soil and the construction as well as the time behaviour of the materials.

SUR LES GRAPHES CONJUGUÉS UTILISÉ AUX RÉSEAUX ANNULAIRES D'ALIMENTATION EN EAU

PAR

N. BOJA, EUGENIA FILIMON

D'habitude (v. [1], pp. 194—200) le passage an graphe conjugué d'un graphe donné se fait en remplaçant l'ensemble de ses arcs par celle des arêtes et dans le graphe conjugué on donne une orientation arbitraire aux arêtes obtenues. Dans le cadre de ces notes nous nous sommes proposé d'apporter plus de précision dans le cas des réseaux annulaires par l'introduction d'une règle d'orientation induite des anneaux, en employant dans ce but seulement l'ensemble des arcs.

D'un autre côté, ayant pour point de départ la relation d'Euler, on peut associer, de façon unique, à un tel graphe donné seulement par la paire (S, U), l'ensemble de ses faces F, ce qui nous mène à obtenir une liaison entre les nombres cyclomatiques du graphe donné et ceux du graphe conjugué.

Ces deux aspects nous ont permis de donner à la notion de conjugaison des graphes une individualisation spécifique pour les graphes des réseaux annulaires.

En autre, dans le paragraphe 2 nous nous sommes proposé de donner en plus une précision pour l'adaptation spécifique de la loi de la conservation du flux pour ce type de réseaux.

1. **Introduction.** Tout réseau annulaire d'alimentation en eau peut être représenté en tant que modèle mathématique par un graphe

(*a*) planaire topologique (ses arcs ne s'intersectent qu'aux pointes, où ils sont adjacents).

(*b*) connexe, fini et sans boucles

de type König — Berge.

Nous notons ce graphe par $G=(X, \Gamma)$ où $G=(S, U)$ — où $S=\{x_i\}$ $(i\in I=\overline{1, n})$ est l'ensemble des pointes (représentant les noeuds du réseau) et cela coincide (pour le cas considéré) avec le domaine de définition X de l'application multivoque Γ, et $U=\{u_j\}$ $(j\in J=\overline{1, m})$ est l'ensemble de ses arcs (représentant les tronçons du réseau).

En meme temps, cela constitue un réseau de transport (dans le sens adopté) par la théorie des graphes, [2], [4]) puisque G a la propriété (*b*), est pourvu de deux pointens x_1 et x_n, pour lesquelles $\Gamma^{-1}x_1=\Gamma x_n=\Phi$, celles-ci constituant l'entrée, respectivement la sortie du réseau, et on peut définir sur l'ensamble de ses arcs „la fonction capacité" $c: U\to R_+U\ \{0\}$, attachant à chacun des arcs le nombre

$$c(u)=Q_{max}(u), \tag{1}$$

qui représente le débit maximum (prévu par le projet) du tronçon.

On note par $\Pi=\{x_1, x_n\}$ „l'ensemble d'entrée-sortie".

2. **Réseau de transport „avec consommation".** Si pour le graphe G on considére le flux

$$\varphi: U\to R_+U\ \{0\},\ (\varphi(u)\leqslant c(u),\ \forall u\in U),$$

alors il est connu que sur G agit la loi de la conservation du flux, donnée par la relation ([2], p. 83 ; [4]), p. 79)

$$\sum_{u\in U_x^-}\varphi(u)-\sum_{u\in U_x^+}\varphi(u)=0 \tag{2}$$

pour tout $x\in S-\Pi$, où par U_x^+, U_x^- on a noté l'ensemble des arcs de sortie du noeud x, respectivement l'ensemble des arcs d'entrée dans x.

Dans ce cas, le flux par le réseau considéré est donné par le débit réel à l'entrée sur l'arc u

$$\varphi(u)=Q(u)\ ; \tag{3}$$

évidemment, il a lieu l'inégalité demandée ci-dessus.

Mais, puisque, en practique, pour les tronçons du réseau le débit n'est pas constant (à cause des consommateurs raccordés au réseau) le débit à l'entrée $Q(u)$ doit être diminué jusqu à la valeur du débit de transit qui correspond au tronçon respectif.

Si l'on représente cette situation par un diagramme, la variation de la consommation est donnée de façon linéaire ou bien par une fonction en degrés, de manière que dans toute section d'un tronçon nous ayons

$$Q(u)=Q_t(u)+q(u), \tag{4}$$

où $Q_t(u)$ est le débit de transit et $q(u)$ est la fonction de diminuation du flux sur U, résultée à la suite de la consommation sur le tronçon respectif.

Nous mettrons

$$q_x=\sum_{u\in U_x^-}q(u) \tag{5}$$

et nous appellerons cette valeur „consommation dans le noeud x du réseau".

En rapport avec cela, on peut écrire la loi de la conservation du flux la sous forme

$$\sum_{u\in U_x^-}\varphi(u)-q_x-\sum_{u\in U_x^+}\varphi(u)=0 \tag{6}$$

En substituant (5) dans (6), celle-ci devient

$$\sum_{u\in U_x^-}(\varphi(u)-q(u))-\sum_{u\in U_x^+}\varphi(u)=0,$$

d'où il résulte que

$$\sum_{u\in U_x^-} Q_t(u) - \sum_{u\in U_x^+} \varphi(u) = 0, \tag{7}$$

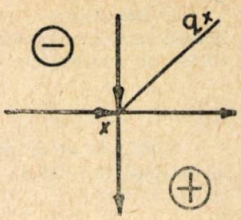


Fig. 1.

relation qui nous mène à la reformulation de la loi de la conservation du flux relative aux réseaux annulaires, considérés en tant que réseaux de transport „avec consommation sur les arcs", comme il suit :

«La somme des débits de transit sur les tronçons du réseau représentés dans le graphe G par des arcs incidents vers l'interieur avec le noeud x est égale à la somme des valeurs du flux relatif aux arcs incidents vers l'extérieur avec le noeud respectif.»

3. **Application de dualisation.** Nous attribuons dans ce qui suit aux pointes et aux arcs du graphe G le rôle commun des éléments de l'ensemble G et, utilisant l'écriture $G=\{x_1,\ldots,x_n, u_1,\ldots,u_m\}$ (avec $x_i\in S$, $u_j\in U$), nous considérons par cela que S et U sont des sousensemble de G, qui constitue une partition de celle-ci.

Puisque le graphe d'un réseau annulaire satisfait à la propriété (a) du paragraphe 1., on peut appliquer la relation d'Euler

$$f=2-n+m, \tag{8}$$

où $n=|S|$, $m=|\overline{U}|$ et $f=|F|$ représentent respectivement le nombre des pointes, des arêtes et des faces du graphe. Dans le cas du graphe $G=(S, U)$ d'un reseau annulaire on a toujours $|U|=|\overline{U}|$, ainsi que pour un tel graphe l'ensemble F est déterminée si l'on donne les ensembles S et U ; le nombre de ses éléments est donné par (8). A la suite de tout cela nous introduisons la suivante :

Définition. On appelle *application de dualisation* du graphe G d'un reseau annulaire l'application

$$*: G=(S, U)\to G^*=(S^*, U^*),$$

qui satisfait aux conditions suivantes :

1) la restriction $*|U$ à l'ensemble des arcs est une bijection de U sur U^*

2) la restriction $*|S$ à l'ensemble des pointes est une bijection de S sur F^*

3) est une involution,

où S^*, U^*, F^* sont respectivement les ensembles des pointes, des arcs et des faces de G^* — appelé *graphe conjugué* du graphe G.

Pour l'orientatio n des arcs de G^* nous utiliserons la règle cidessous, induite par l'orientation de chaque anneau de G (fig. 2), qui est donnée par le sens direct sur le cercle γ (ayant le centre commun à celui de l'anneau) :

≪Par conjugaison à chaque anneau K il correspond le noeud dual k^* ; si l'arc u et le cercle γ sont orientés de la même façon, alors $u^*\in U_{k^*}^+$, mais si ils ne sont pas orientés de la même façon alors $u^*\in U_{k^*}^-$. ≫

Dans la fig. 3 le graphe G^*, le conjugué de G est représenté en pointillé.

On remarque tout de suite que G^* est un multigraphe (2-graphe), puisqu'il y a des paires de pointes unies par deux arêtes.

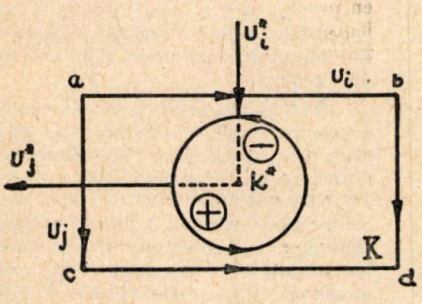


Fig. 2.

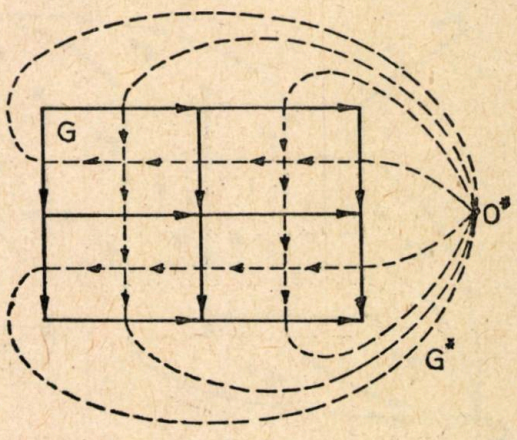


Fig. 3.

4. **Relation avec le graphe donné.** Notant par m^*, n^*, p^* respectivement le nombre des arêtes, des noeuds et des composants connexes du graphe conjugué, en raison de la définition donnée pour l'application de dualisation, il y a les égalités

$$m=m^*,\ f=n^*,\ p=p^*=1.$$

Mais pour un graphe qui a les propriétés énoncées au paragraphe 1, ainsi que la propriété $|U|=|\overline{U}|$, on connait la relation ([3], 188)

$$\nu(G)=m-n+p, \tag{9}$$

qui définit le nombre cyclomatique du graphe G.

Pour G^*, en raison des égalités précédentes, celle-ci devient

$$\nu(G^*)=m-f+1. \tag{10}$$

D'un autre côté, dans (8) et (9) on obtient

$$\nu(G)=f-1,$$

ainsi que l'on écrira (10) sous la forme

$$\nu(G^*)=m-(f-1)=m-\nu(G)$$

où, en définitive,

$$\nu(G^*)+\nu(G)=m. \tag{11}$$

De même, il y a aussi

$$\nu(G^*)+\nu(G)=m^*. \tag{11'}$$

Pour le graphe G le nombre des cycles indépendants correspond au nombre des anneaux du réseau.

Il est important de remarquer que les relations (11) et (11') déterminent le nombre des cycles indépendants du graphe conjugué G^* en fonction du nombre $\nu(G)$, sans qu'il y ait besoin d'étudier, comme on le fait habituellement, la relation de dépendance linéaire des vecteurs c_j^* des cycles du graphe.

Puisque l'arc de fermeture du réseau $(x_n, x_1)=u_\infty$ peut être considéré comme passant par le point impropre M_∞ de la droite diagonale $D_{(x_1, x_n)}$, on notera par O^* (fig. 4) le noeud du graphe conjugué qui correspond à la face infinie du graphe donné et on appliquera pour cellui-ci l'opération de „sectionnement du noeud", partant de la remarque que les arcs du graphe conjugué ayant l'entrée dans ce noeud sont séparés de ceux ayant la sortie prévue dans le noeud respectif par l'arc de fermeture u_∞ du réseau donné. On écrira $O_+^*+O_-^*=O^*$, ou O_-^* correspond au demiplan inférieur déterminé par la diagonale considérée, et O_+^* — au demiplan supérieur.

Ainsi l'utilisation des graphes conjugués se révèle avantageuse dans de tels cas par le fait qu'elle offre la possibilité de remplacer les éléments impropres (arc de fermeture, face infinie, etc.) par des éléments du graphe conjugué („arc nul" $(O_+^*, O_-^*)=v_0^*$, noeud O^*, etc.)

On valorise les arcs de G^* par les débits de transit des arcs du graphe G, en mettant

$$1(u_j^*)=(Q_t)_j,\ (j\in J), \tag{12}$$

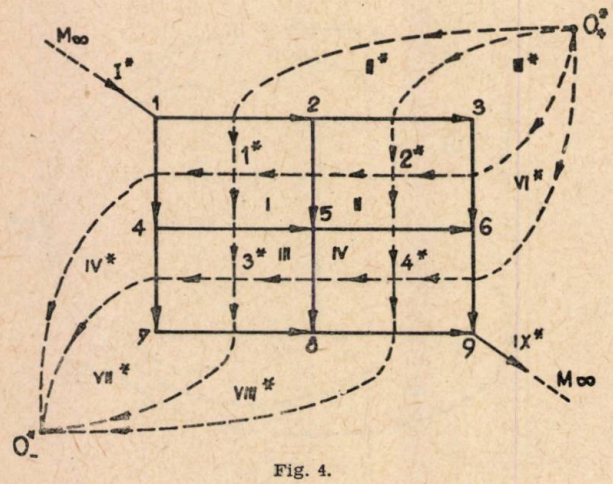


Fig. 4.

c'est-à-dire on attache à l'arc $u^*\in U^*$ la longeur égale au débit de l'arc $u\in U$.

De cette maniére, le problème de trouver le chemin de débit maximal étant posé, on poura le résoudre en passant au graphe conjugué pour lequel on devra chercher (par les procédés énoncés dans [3] le chemin de longueur maximale qui va de O_+^* à O_-^*.

5. **Conclusions.** N. N. Abramov a proposé en [1] l'utilisation des graphes conjugués pour l'equilibration d'un reseau d'alimentation d'eau. Pour les réseaux annulaires qu'on rencontre souvent dans la pratique apparaisent aussi quelques aspects dans les proprietés des graphs qui les modèlent. Pour cette raison, le but de l'ouvrage est d'aprofondir l'étude

des certains aspects. L'utilisation des graphs conjugués dans les calculs des reseaux d'alimentation en eau, presente un grand interet dans l'aplication de l'algoritme Cross pour l'equilibration du reseau. Evidemment, pour les reseaux avec des nombre aux tronçones cela implique l'utilisation du calculateur éléctronique.

La détérmination du nombre de cycles independants du graphe avec laquel on travaille est importante parce que, une simplification des calculs est possible par retention seulement d'un systaème de cycles fondamentales (dans un nombre egal au nombre cyclomatique), a l'aide de cela, on peut evaluer les reseaux entier. La selection de cycles fondamentales peut se faire par l'utilisation de notion de l'arbre du graphe ([5], p. 290).

BIBLIOGRAFIE

1. Abramov, N. N., Teoria i metodica rasciota sistem podaci i raspredelenia vodî, I. L. S. Moskva, 1972.
2. Berge, C., Théorie des graphes et ses applications, Dunod Paris, 1967 (ed. rom., Bucureşti 1969).
3. Ionescu, T., Grafuri – aplicaţii, vol. I, Ed. did. şi ped. Bucureşti, 1973.
4. Ionescu, T., Grafuri, aplicaţii vol. II. Ed. did. şi ped., Bucureşti 1974.
5. Kaufmann, A., Metode şi modele ale cercetării operaţionale, vol. II, Bucureşti, Ed. ştiinţifică, 1967.

STUDIU TEORETIC ŞI EXPERIMENTAL AL RIGIDITĂŢII ELEMENTELOR DE BETON ARMAT SOLICITATE LA ÎNCOVOIERE DREAPTĂ

DE

I. DEUTSCH şi A. IRHAŞIU

1. **Introducere.** La calculul static al structurilor formate din bare, aspectul fizic al problemei îl constituie precizarea legăturii între solicitări şi deformaţiile corespunzătoare, pentru fiecare secţiune a structurii. La structurile solicitate predominant la încovoiere, această legătură este exprimată prin relaţia moment încovoietor – curbură.

În cazul grinzilor de beton armat relaţia moment – curbură este neliniară ; în afară de caracteristicile geometrice şi mecanice ale secţiunii elementului, ea depinde de treapta de încărcare şi de viteza de aplicare a încărcării.

În tot cursul lucrării se presupune că, încărcarea se aplică static şi într-o perioadă de timp suficient de scurtă pentru ca fenomenele viscoase (curgere lentă) să poată fi neglijate. Aşadar, în cele ce urmează se studiază cazul elementelor de beton armat supuse la încărcări statice de scurtă durată.

Scopul lucrării este de a compara rigiditatea elementelor de beton armat solicitate la încovoiere cu tăiere, la care ruperea survine prin forţă tăietoare, obţinută pe baza măsurătorilor experimentale, cu valorile teoretice date de STAS 10107/0-76.

2. **Formularea problemei şi aspecte teoretice.** În mod obişnuit, la elementele de beton armat solicitate la încovoiere cu tăiere, alcătuite astfel ca ruperea să apară la încovoiere, forţa tăietoare măreşte numai cu cîteva procente săgeţile determinate numai din acţiunea momentului încovoietor.

Dacă însă elementul de beton armat este solicitat la forţe tăietoare importante şi este alcătuit astfel ca ruperea să apară prin tăiere, creşterea săgeţilor şi a rotirilor din acţiunea forţei tăietoare poate deveni importantă.

Se studiază elementele de beton armat cu secţiunea în T sub acţiunea încărcărilor de scurtă durată în stadiul II cu betonul întins fisurat. Pentru calculul teoretic se admit ipotezele simplificatoare prevăzute în STAS 10107/0-76 (fig. 1 *a*, *b* şi *c*)

La elementele de beton armat chiar la încovoiere pură (fig. 1 *a*) ipoteza secţiunilor plane nu mai este riguros valabilă, deoarece începînd din stadiul II apare o discontinuitate prin fisurarea betonului întins. Între fisuri, armătura lunecă în beton, ceea ce conduce la deschiderea fisurilor. Prin urmare, ipoteza secţiunilor plane este riguros valabilă numai pentru secţiunile situate în axul fisurilor şi pentru cele de la mijlocul distanţei dintre fisuri. În celelalte secţiuni există o tendinţă de deplasare datorită

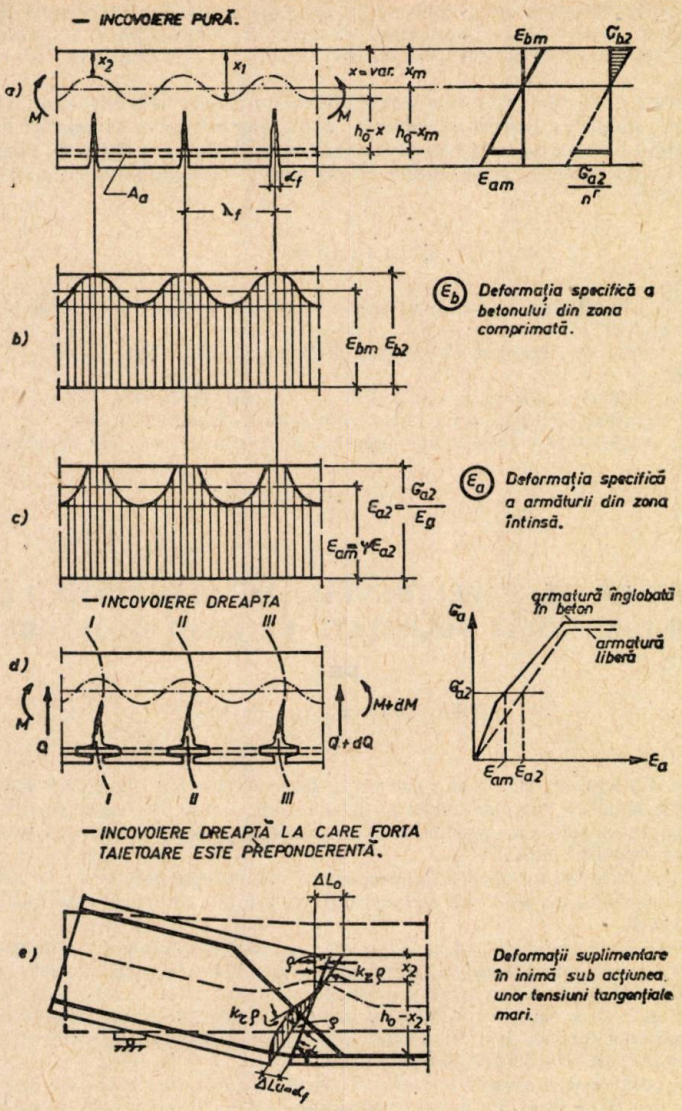


Fig. 1.

lunecării armăturii în beton ; totuși eroarea introdusă prin acceptarea ipotezei secțiunilor plane pentru întregul element este destul de mică, motiv pentru care STAS 10107/0-76 acceptă această ipoteză în calcule.

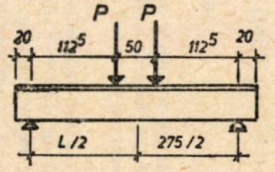
În cazul încovoierii drepte (fig. 1 *d*) la care încovoierea este preponderentă, eroarea introdusă prin acceptarea ipotezei secțiunilor plane crește datorită faptului că atît secțiunile nefisurate cît și cele fisurate se deplasează sub forma literei S.

Iar în cazul cînd acțiunea forței tăietoare este mai mare (fig. 1 *e*) atunci în stadiul fisurat, deformațiile pot fi reduse în esență la o rotire în jurul capătului încă necunoscut al fisurii înclinate de tăiere, pe care o numim rotire din tăiere (ρ). În cazul solicitării și mai mari de tăiere, pe lîngă rotirea din tăiere, apare și o deformație suplimentară a inimii, care se manifestă la încercări prin aceea că deschiderea fisurii din tăiere este mai mare în mijlocul înălțimii fisurii decît la nivelul armăturii longitudinale, adică fibrele din zona comprimată trebuie să cedeze, ceea ce duce la o avansare a fisurii înclinate. Această deformație suplimentară poate fi caracterizată prin coeficientul de deformare la tăiere k_τ și are așa cum se arată în [1], [3] valoarea întotdeauna mai mare decît 1. În această situație bineînțeles nu mai poate fi acceptată ipoteza secțiunilor plane, deci este necesară formularea unei ipoteze adecvate care să țină seama atît de rotirea din tăiere cît și de deformațiile inimii.

Tabelul 1

Caracteristicile elementelor încercate

Indicativ	Parametrii variabili					Schema de încărcare	Mod de armare		
	Procent de armare		Diametrul armăturilor				Armare longitudinală	Armare transversală	
			Longitudinale	Transversale				Etrieri verticali	Etrieri înclinați
	μ %	μ_t %	d mm	d_e mm	d_i mm				
AT01	3,595	0,37733	25	6	14		4 Ø25+1 Ø14	Ø6/10	–
	3,595	0,37733	25	6	14		A_a=21,17 cm²	Ø6/10	–
AT02	3,595	0,25155	25	6	14		4 Ø25+1 Ø14	Ø6/15	–
	3,595	0,25155	25	6	14		A_a=21,17 cm²	Ø6/15	–
AT03	3,595	0,18866	25	6	14		4 Ø25+1 Ø14	Ø6/20	–
	3,595	0,18866	25	6	14		A_a=21,17 cm²	Ø6/20	–
AT04	3,595	0,38059	25	6	14		4 Ø25+1 Ø14	Ø6/15	1 Ø14
	3,595	0,38059	25	6	14		A_a=21,17 cm²	Ø6/15	1 Ø14
AT05	3,595	0,31770	25	6	14		4 Ø25+1 Ø14	Ø6/20	1 Ø14
	3,595	0,31770	25	6	14		A_a=21,17 cm²	Ø6/20	1 Ø14



$$\mu_t\% = \mu_e\% + \mu_i\% = \frac{n \cdot A_e}{b \cdot a_e} 100 + \frac{A_{ai}}{b \cdot a_i \sin \alpha_i} 100$$

Astfel modulul de rigiditate al secțiunii $K=EI$ este influențat de aspectele de mai sus și este necesar la determinarea lui, să se țină seama de parametrii care îl influențează.

În lucrarea de față se va prezenta o comparație între valorile măsurate experimental ale rigidității pînă la rupere a elementelor de beton armat de secțiune în T (care au fost alcătuite astfel ca ruperea să survină prin tăiere) și valorile teoretice calculate după STAS 10107/0-76 utilizînd următoarele relații de calcul :

$$K=\frac{E_a}{\psi} A_a \beta_1 h_0^2 \tag{1}$$

în care :

$$\beta_1=(1-\xi)\,\zeta \tag{2}$$

pentru secțiunea în T :

$$\xi=-\beta+\sqrt{\beta^2+2\mu\cdot n^r+\overline{A}\cdot h_p} \tag{3}$$

și

$$\zeta=1-\frac{\xi}{3}+\frac{2}{3}\,\frac{\overline{h_p}}{\dfrac{\overline{b_p}}{\overline{b_p}-1}\left(\dfrac{\xi}{\xi-\overline{h_p}}\right)^2-1} \tag{4}$$

unde s-a notat :

$$\overline{A}=\frac{b_p-b}{b}\,\frac{h_p}{h_0}\,;\quad \overline{h_p}=\frac{h_p}{h_0}\quad \overline{b_p}=\frac{b_p}{b}$$

și

$$\beta=\overline{A}-\mu n^r \tag{5 a, b, c}$$

Valoarea coeficientului de echivalență (n^r) se ia :

$$n^r=\frac{E_a}{E_b} \tag{6}$$

În relațiile 1 la 6 s-au utilizat notațiile din STAS 10107/0-76.

3. **Programul experimental.** În vederea verificării relațiilor de calcul stabilite în lucrare, s-au proiectat, realizat și încercat 10 elemente de beton armat de secțiune în T ale căror caracteristici sînt prezentate în tabelul 1.

Elementele experimentale au fost concepute astfel ca ruperea să survină datorită forței tăietoare. În fig. 2 se prezintă modul de armare a elementelor

4. **Rezultatele încercărilor experimentale.** Pentru a compara valorile rigidităților și ale rotirilor după STAS 10107/0-76 cu valorile experimentale, s-au determinat valorile rigidităților și ale rotirilor la diferite trepte de încărcare (P/P_r), ținînd seama de stadiul de lucru al elementelor la treapta respectivă de încărcare.

Rotirea teoretică a fost determinată sub forța concentrată P cu ajutorul relației :

$$\varphi=\frac{P}{K}\cdot\frac{a\,(l-2a)}{2} \tag{7}$$

În fig. 3 s-au reprezentat variațiile rigidității (K) și ale rotirii (φ) în funcție de treapta de încărcare P/P_r, obținute prin calculul după STAS 10107/0-76 și în urma măsurătorilor experimentale.

Din figurile 3 *a* și *b* se observă că rigiditățile reale măsurate experimental la elementele de beton armat de secțiune în T alcătuite astfel ca ruperea să survină la tăiere, sînt mult mai mici decît cele obținute prin calculul după standardul sus-amintit ceea ce confirmă cele arătate la paragraful 2 și se datorează deformațiilor suplimentare în inimă sub acțiunea tensiunilor tangențiale mari. Deci acceptarea relațiilor de calcul date în STAS 10107/0-76 este descoperitoare pentru aceste tipuri de elemente și confirmă necesitatea unor studii teoretice pentru luarea în considerare a fenomenului sus-amintit și care se va prezenta într-o altă lucrate.

În ceea ce privește variația rotirii „φ" în funcție de treapta de încărcare (fig. 3 *c*), valorile teoretice calculate, au rezultat ceva mai mari decît valorile obținute prin măsurătorile experimentale, însă aici diferențele sînt mult mai mici decît în cazul rigidității.

5. **Concluzii.** Din studiul teoretic și experimental din prezenta lucrare rezultă următoarele :

— La elementele de beton armat solicitate la încovoiere cu tăiere, la care tăierea este preponderentă, relațiile din STAS 10107/0-76 sînt descoperitoare, (v. fig. 3) întrucît nu reflectă fenomenul real de comportare a elementului la forța tăietoare preponderentă, relațiile fiind valabile numai în cazul încovoierii pure și în cazul cînd forța tăietoare este foarte redusă.

— În cazul cînd acțiunea forței tăietoare este preponderentă la calculul rigidității elementelor, este necesar să se țină seama de deformațiile suplimentare ce apar datorită acestei solicitări, cum sînt : rotirea din tăiere (ρ) și deformația suplimentară a inimii, caracterizată prin coeficientul de deformare la tăiere (k_τ).

De aceea sînt necesare în continuare studii teoretice și experimentale pentru stabilirea acestor doi factori în funcție de zvelteța la tăiere M/Qh.

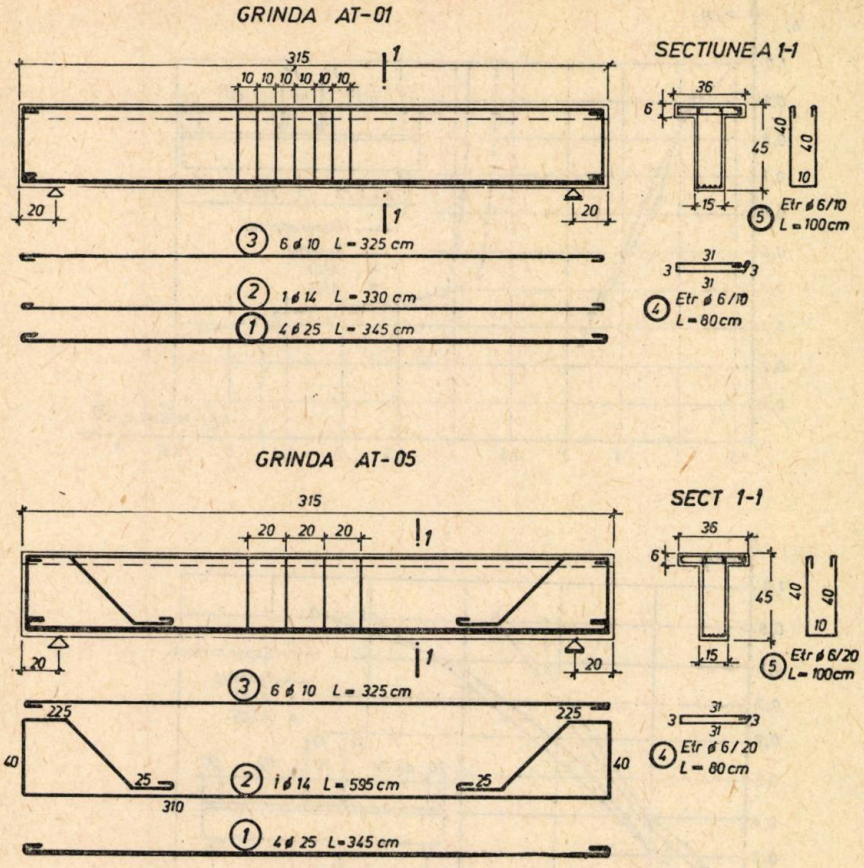

GRINDA AT-01
SECTIUNEA 1-1
315
10 10 10 10 10 10
20
20
3 6 ϕ 10 L = 325 cm
2 1 ϕ 14 L = 330 cm
1 4 ϕ 25 L = 345 cm
36
6
45
40
40
10
15
Etr ϕ 6/10
L = 100cm
31
3
3
31
Etr ϕ 6/10
L = 80cm
GRINDA AT-05
SECT 1-1
315
20 20 20
20
20
3 6 ϕ 10 L = 325 cm
225
225
40
25
25
40
310
2 1 ϕ 14 L = 595 cm
1 4 ϕ 25 L=345 cm
36
6
45
40
40
10
15
Etr ϕ 6/20
L = 100cm
31
3
3
31
Etr ϕ 6/20
L = 80 cm

Fig. 2.

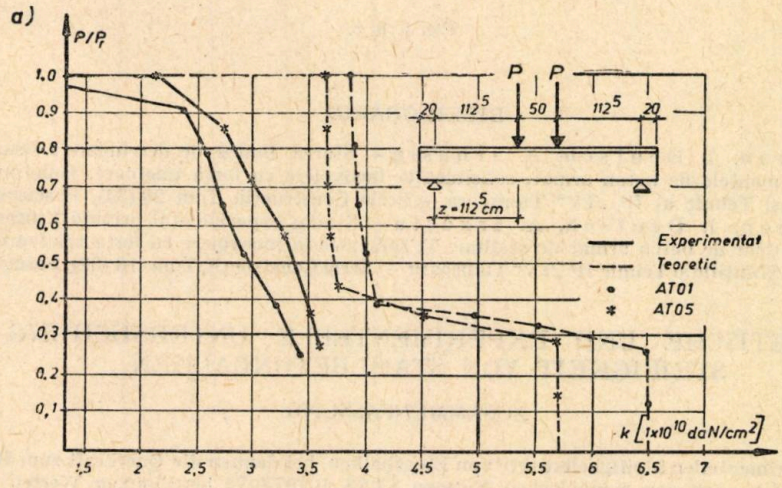

a)
P/Pf
1,0
0,9
0,8
0,7
0,6
0,5
0,4
0,3
0,2
0,1
P P
20 112,5 50 112,5 20
z = 112,5 cm
Experimental
Teoretic
AT01
AT05
k [1x10^10 daN/cm^2]
1,5 2 2,5 3 3,5 4 4,5 5 5,5 6 6,5 7

Fig. 3. a

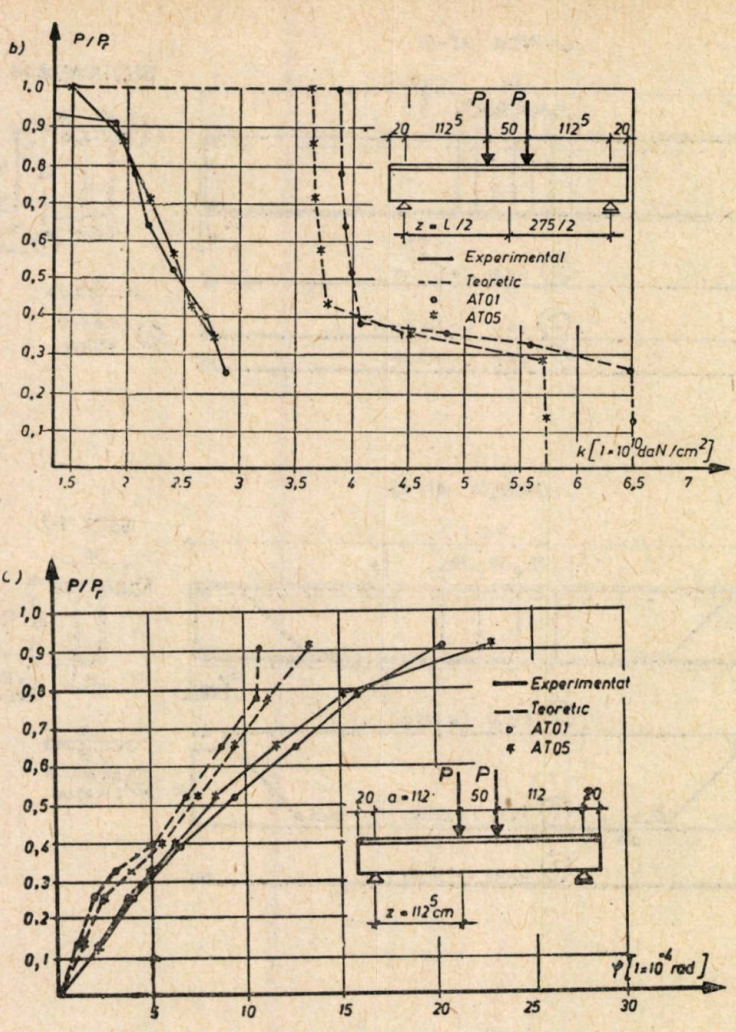


Fig. 3. b, c.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Filimon, I. Deutsch, A. Irhaşiu — Starea limită de deschidere a fisurilor la elementele de beton armat, solicitate la încovoiere cu forţă tăietoare. Buletinul Ştiinţific şi Tehnic al IP „TV" Timişoara — Seria Construcţii, Tom 20 (34), Fascicola 1—1975.
2. I. Filimon, I. Deutsch, A. Irhaşiu — Studiu experimental privind fisurarea elementelor de beton armat de secţiune T, solicitate la încovoiere cu forţa tăietoare. Buletinul Ştiinţific şi Tehnic IP „TV" Timişoara — Seria Construcţii, Tom 18 (32), Fascoila 1—1973.

THEORETISCHE UND EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNG DER STEIFIGKEIT VON STAHLBETONBALKEN

ZUSAMMENFASSUNG

Die experimentellen Steifigkeitswerte von Biegebalken, bei dennen die Querkraft zum Bruch führt, wurden mit den nach den rumänischen Normen STAS 10107/0-76 berechneten Werten verglichen. Dabei werden die, die Steifigkeit bestimmenden, Hauptparameter herausgestellt.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CONSTRUCȚII
Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

ASPECTE ALE DIMENSIONĂRII ELEMENTELOR DE BETON ARMAT SOLICITATE LA COMPRESIUNE EXCENTRICA CU MICĂ EXCENTRICITATE

DE

I. FILIMON, I. DEUTSCH și A. IRHASIU

1. **Aspecte generale.** După [1] [2] se consideră compresiunea excentrică cu mică excentricitate acele cazuri în care înălțimea zonei comprimate a secțiunii dedusă prin calcul îndeplinește condiția :

$$\xi = \frac{x}{h_0} > \xi \text{ lim} \tag{1}$$

În cazul excentricității mici se pot deosebi două situații :

— cînd excentricitatea este foarte mică și întreaga secțiune este comprimată. Forța N este în interiorul sîmburelui central, iar axa neutră cade în afara secțiunii de beton ;

— cînd excentricitatea este mică și în secțiune pot apare și mici eforturi de întindere ; este cazul cînd forța N cade în afara sîmburelui central, iar axa neutră intră în secțiune.

În ambele situații ruperea elementului se produce ca la stîlpii comprimați centric prin strivirea betonului în zona mai puternic comprimată și curgerea armăturii din acea zonă A'_a, situație pentru care se cunosc rezistențele de calcul a materialelor respective (R_c respectiv R_a), însă nu se cunoaște valoarea efortului unitar din armătura mai puțin solicitată A_a, întrucît nu atinge rezistența de calcul R_a.

Efortul unitar din armătura mai puțin solicitată A_a poate fi calculat în mod exact utilizînd condiția de compatibilitate a deformațiilor pe baza ipotezei secțiunilor plane și utilizării diagramelor caracteristice σ— ε ale oțelului și betonului, așa cum se procedează în [2] sau utilizînd metoda simplificată a lui E. A. Cistiakov, metodă care a fost preluată de STAS 10102-75 și 10107/0-76. În continuare se va prezenta metoda folosită de standardele noastre.

2. **Determinarea efortului unitar din armătura mai puțin solicitată** A_a. Să considerăm un element de beton armat de secțiune monosimetrică de formă oarecare solicitat la compresiunea excentrică cu mică excentricitate.

Metoda simplificată a lui E. A. Cistiakov constă în liniarizarea valorii efortului unitar din armătura de la marginea întinsă sau mai puțin comprimată :

$$\sigma_a = kR_a, \tag{2}$$

în funcție de înălțimea zonei comprimate x. valoarea lui k pentru $x_{max} \leqslant x \leqslant h_0$ va fi : (fig. 1 *c*)

$$k = a - 1 = 2\frac{h_0 - x}{h_0 - x_{max}} - 1$$

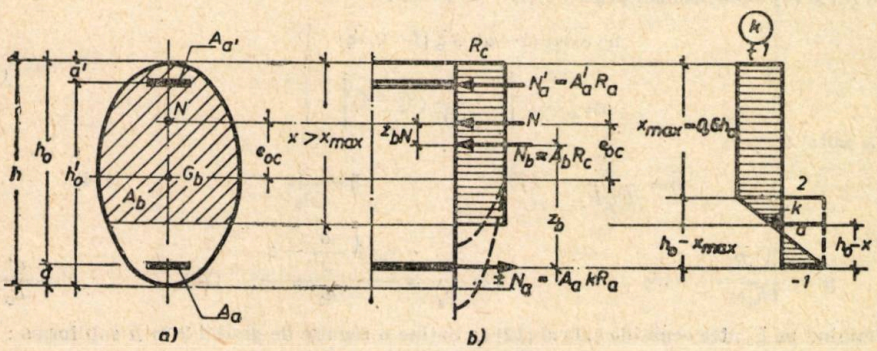


Fig. 1.

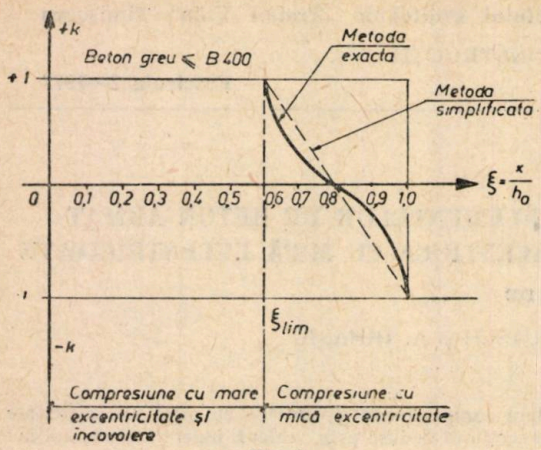


Fig. 2.

sau în final :

$$k=\frac{2(1-\xi)}{1-\xi_{lim}}-1 \qquad (3)$$

şi variază între $+1$ şi -1.

În fig. 2 se arată variaţia lui k în funcţie de poziţia relativă a axei neutre calculată după metoda exactă [3] şi simplificată dată de relaţia (3).

3. **Ipoteze şi formule de calcul.** Calculul elementelor de beton armat comprimate excentric cu mică excentricitate se face pe baza ipotezelor arătate în fig. 1.

La proiectare se foloseşte ecuaţia de momente în raport cu armătura mai puţin solicitată :

$$N\cdot e\leqslant A_b z_b R_c+A'_a(h_0-a') \qquad (4)$$

ar poziţia axei neutre se determină din ecuaţia de proiecţie după axa barei :

$$N=A_bR_c+R_a(A'_a-kA_a) \qquad (5)$$

Verificarea secţiunilor se face cu ecuaţia de proiecţie după axa barei :

$$N\leqslant A_bR_c+R_a(A'_a-kA_a) \qquad (6)$$

La verificare poziţia axei neutre rezultă dintr-o ecuaţie de momente în raport cu forţa excentrică N :

$$S_{bN}R_c-R_a(kA_ae\mp A'_ae')=0 \qquad (7)$$

unde : $S_{bN}=A_b\cdot z_{bN}$.

4. **Dimensionarea elementelor de beton armat de secţiune dreptunghiulară.** În cazul general al armării nesimetrice a unei secţiuni dreptunghiulare, formulele de calcul (4) şi (5) devin :

$$eN\leqslant bxR_c(h_0-0{,}5x)+A'_aR_a(h_0-a') \qquad (8)$$

$$N=bxR_c\mp A_aR_a\left[1-\frac{1}{\beta}\left(2\frac{h_0-x}{h_0-x_{max}}-1\right)\right] \qquad (9)$$

unde s-a notat cu :

$$\beta=\frac{A'_a}{A_a}. \qquad (10)$$

La dimensionare se alege valoarea lui β, rezolvînd sistemul de ecuaţii (8 şi 9) se obţine o ecuaţie de gradul trei în x. Rădăcinile acesteia se introduc în una din ecuaţiile de mai sus şi se determină pe A'_a, iar $A_a=A_t/\beta$; dacă valorile lui A'_a şi A_a rezultă mai mici decît cea corespunzătoare procentului minim de armare, atunci, aceste valori se calculează cu procentul minim de armare.

Pentru a evita rezolvarea ecuaţiei de gradul trei în x se procedează astfel : se exprimă ecuaţiile de echilibru (8) şi (9) adimensional pentru $\xi_{lim}=0{,}6$ avem :

$$\left.\begin{aligned}\bar{n}\cdot\bar{e}&=\bar{\mu}'(1-\bar{a}')+\xi(1-0{,}5\xi)\\ \bar{n}&=\xi+\bar{\mu}'\left[1+\frac{1}{\beta}(5\xi-4)\right]\end{aligned}\right\} \qquad (11-12)$$

unde s-a notat :

$$\bar{n}=\frac{N}{bh_0R_c} \qquad (13) \qquad\qquad \xi=\frac{x}{h_0} \qquad (14)$$

$$\bar{\mu}'=\frac{A'_aR_a}{bh_0R_c} \qquad (15) \qquad\qquad \bar{e}=\frac{e}{h_0}=\frac{e_{0c}+\frac{h}{2}-a}{h_0} \qquad (16) \qquad\qquad \bar{a}'=\frac{a'}{h_0} \qquad (17)$$

Eliminînd pe ξ între ecuaţiile (11) şi (12) se obţine o ecuaţie de gradul 2 în $\bar{n}$ sub forma :

$$\bar{n}^2-2B\bar{n}-C=0 \qquad (18)$$

având drept soluție :

$$\bar{n} = B + \sqrt{B^2 + C} \tag{19}$$

unde :

$$B = 1 + \bar{\mu}' \left(1 + \frac{1}{\beta}\right) - \bar{e} \left(1 + 5\frac{\bar{\mu}'}{\beta}\right)^2 \tag{20}$$

$$C = 2\bar{\mu}' (1 - \bar{a}') \left(1 + 5\frac{\bar{\mu}'}{\beta}\right)^2 + \bar{\mu}' \left(\frac{4}{\beta} - 1\right) \left[2 + \bar{\mu}' \left(\frac{6}{\beta} + 1\right)\right]. \tag{21}$$

Pentru calculele de proiectare și verificare pe baza relațiilor (18) la (21) se pot alcătui tabele între $\bar{n}$ și $\bar{\mu}'$ pentru diferite excentricități de calcul $\bar{e}_{0c}$ și pentru diferite valori ale lui β și $\bar{a}'$.

Dimensionarea și verificarea secțiunilor se poate face și direct la calculator utilizînd relațiile (18) la (21).

5. **Concluzii.** La calculul capacității portante a unui element de beton armat solicitat la compresiune excentrică cu mică excentricitate nu se cunoaște valoarea efortului unitar în armătura mai puțin solicitată A_a. Prin utilizarea metodei simplificate a lui E. A. Cistiakov pentru determinarea efortului unitar din armătura mai puțin solicitată prin procedeul propus în lucrare, se pune la dispoziția proiectanților o metodă de calcul apropiată de metoda exactă și totodată simplu de aplicat prin utilizarea tabelelor.

BIBLIOGRAFIE

1. * * * STAS 10107/0-76 G41 Construcții civile și industriale — Calculul și alcătuirea elementelor din beton, beton armat și beton precomprimat. CNST Institutul Român de Standardizare București 1976.
2. E. A. Cistiakov, V. A. Belikov, Izghib i vneţentrennoe sjatie korotkih i ghibkih elementov — Beton i jelezobeton No. 5/1971.

BEMESSUNG VON STAHLBETONBAUTEILEN AUF DRUCK MIT KLEINER AUSMITTIGKEIT

ZUSAMMENFASSUNG

Die Arbeit beruht auf dem vereinfachten Verfahren von Cistiakov E. A. zur Bestimmung der Spannung in den weniger beanspruchten Stäben, das in die rumänischen Normen aufgenommen wurde. Die bereitgestellten Tafeln erleichtern die praktische Berechnung aufgrund der rumänischen Normen ; die abgeleiteten Beziehungen können auch leicht einer elektronischen Berechnung zugänglich gemacht werden.

UNELE PROBLEME ALE COMPRESIUNII EXCENTRICE OBLICE A ELEMENTELOR DE BETON ARMAT

DE

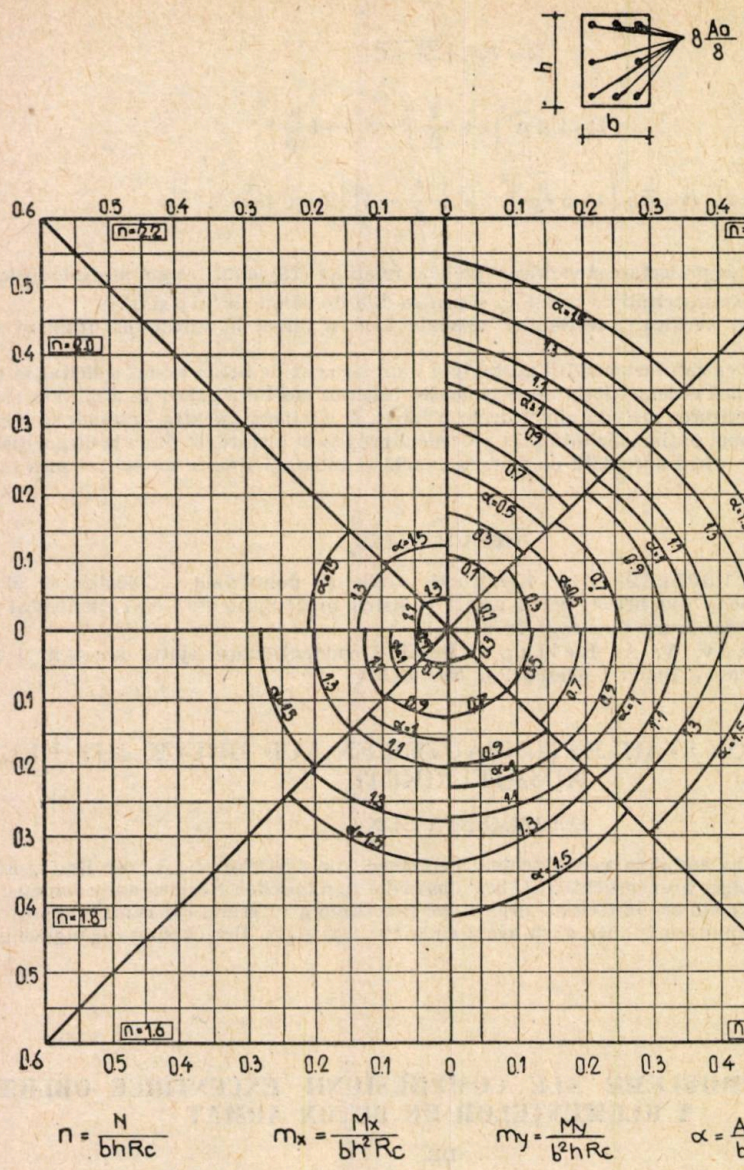
E. MUNTEANU

Pe baza prevederilor noului standard 10107/0-76, ne propunem să abordăm două aspecte importante ale compresiunii excentrice oblice.

1. Rezolvarea secțiunilor prin „metoda directă".

1.1. S-au rezolvat — pentru început — secțiunile dreptunghiulare cu 4 și 8 bare dispuse egal pe cele 4 laturi ale secțiunii.

1.2. S-au construit abace-curbe de echirezistență (variația $M_x - M_y$ pentru diferite valori $N =$ = constant), în scriere adimensională (fig. 1).



$$n = \frac{N}{bhRc} \qquad m_x = \frac{Mx}{bh^2Rc} \qquad m_y = \frac{My}{b^2hRc} \qquad \alpha = \frac{Ao\,Ra}{bhRc}$$

Fig. 1.

1.3. Determinarea axei neutre s-a făcut pornind de la unele constatări anterioare [14]. Prin determinarea în acest fel a 3 puncte hotărîtoare ale curbelor de echirezistență, două pentru compresiunea excentrică dreaptă a patratului și unul pentru rombul patratic, rezultă o creștere a preciziei curbelor de echirezistență și o racordare corectă cu compresiunea excentrică dreaptă.

1.4. Atît pentru secțiunile patrate cît și pentru romburi patratice s-au aplicat prevederile STAS referitoare la compresiunea excentrică dreaptă, considerîndu-se în calcul toate armăturile etc.

2. Al doilea obiectiv abordat se referă la verificarea formulei Nikitin (72 din standard) în diversele ei interpretări posibile și uzuale, prin compararea rezultatelor date de ea cu cele date de metoda directă și cu unele norme străine [4], [16].

3. Rezultă următoarele comentarii și precizări cu privire la această deosebit de importantă problemă a considerării aportului armăturilor laterale.

3.1. Rezultatele obținute pe baza „metodei directe" și a celei din [16] sînt comparabile și aceasta se datorește acelorași ipoteze de bază, în cazul de față considerarea tuturor barelor.

$\alpha = 0{,}5$

Influența diverselor căi și interpretări asupra momentelor capabile

n	m_o		(2)/(1)	$m_{x-45°}$				(5)/(4)	(6)/(4)	(7)/(4)	$k = m_{x-45°}/m_o$				
	cu laterale	fără laterale		direct	Nikitin 10107 cu laterale	Nikitin 10107 fără laterale	Nikitin cu No fără laterale				(4)/(1)	(5)/(1)	(6)/(1)	(6)/(2)	(7)/(2)
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
0,2	2 580	2 300	0,891	1 751	1 552	1 530	1 490	0,886	0,874	0,851	0,679	0,602	0,593	0,665	0,647
0,3	2 706	2 550	0,942	1 778	1 669	1 680	1 650	0,939	0,945	0,928	0,657	0,617	0,621	0,659	0,647
0,4	2 728	2 700	0,990	1 806	1 707	1 650	1 590	0,945	0,914	0,880	0,662	0,626	0,605	0,611	0,588
0,5	2 750	2 750	1,000	1 833	1 720	1 540	1 466	0,938	0,840	0,800	0,666	0,625	0,560	0,560	0,533
0,6	2 679	2 590	0,967	1 785	1 652	1 420	1 332	0,925	0,796	0,746	0,666	0,617	0,531	0.549	0,515
0,7	2 574	2 330	0,905	1 644	1 534	1 300	1 180	0,933	0,791	0,718	0,639	0,596	0,505	0,558	0,507
0,8	2 410	2 060	0,855	1 503	1 412	1 150		0,939	0,765		0,624	0,586	0,477	0,558	
0,9	2 142	1 786	0,834	1 362	1 269	1 000	864	0,932	0,734	0,634	0,636	0,592	0,467	0,560	0,483
1,0	1 852	1 460	0,788	1 218	1 122	820	746	0,921	0,673	0,612	0,658	0,606	0,440	0,559	0,512
1,1	1 533	1 130	0,737	1 123	968	620	628	0,862	0,552	0,559	0,733	0,631	0,407	0,553	0,555
1,2	1 199	742	0,619	882	795	430	510	0,901	0,488	0,578	0,736	0,663	0,359	0,580	0,687
1,3	828			634	623			0,983			0,765	0,752			
1,4	450			381	450			1,181			0,846	1,000			

Momentele sînt multiplicate cu 10 000

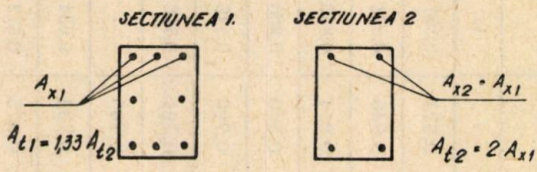
Din punctul de vedere al celui ce neglijează armăturile laterale, o secțiune dreptunghiulară cu armături intermediare este identică cu o secțiune ce are armături numai la colțuri. Totuși conf. DIN ca și conf. „metodei directe", secțiunea avînd și bare laterale, poate avea sporuri de moment importante, funcție de procentul de armare ; experiențele confirmă această constatare [10], [15]. (Tabel 2)

3.2. Aplicarea metodei Nikitin în comparație cu metoda directă, echivalează, în special pentru secțiunea dreptunghiulară cu 8 bare și mai multe, cu o reconsiderare a ei, cu condiția introducerii în calculul lui N_x, N_y și N_c a întregii armături din secțiune. După cum rezultă din analizele făcute, nu se pune în evidență nici o deosebire între mica și marea excentricitate. În schimb, aplicarea formulei Nikitin fără considerarea aportului armăturilor laterale, cu N_c conf. STAS 10107, sau cu N_0 conf. STAS 8000, conduce la curbe concave ($k=m_{x-45}/m_0<0{,}5$), inacceptabile (pentru secțiuni omogene din materiale linear elastice, legătura $m_x - m_y$ este liniară). În același timp, față de metoda directă sub-evaluările momentelor capabile merg pînă la 50%. (Tabel 1, tabel 2).

3.3 Prin introducerea excentricității adiționale, N_x, N_y și N_c scad, dar efectul lor asupra lui N din formula Nikitin este de sens contrar și în final, neînsemnat. În același timp, neglijarea excentricității adiționale apropie rezultatele date de formula 72-STAS de cele ale metodei directe, ceea ce permite să se poată accepta această neglijare pentru dimensiuni de secțiuni mai mari de 60 cm, la care nu intervine condiția $e_{ad} \geqslant 2$ cm.

Tabel 2

Considerarea aportului armăturilor laterale



	n	Secțiunea 1			Secțiunea 2			$\frac{m_1}{m_2}$	$\frac{m_{1-45°}}{m_{2-45°}}$
		α	m_1	$m_{1-45°}$	α	m_2	$m_{2-45°}$		
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
DIN Grasser-Linse (pt. *B St* 22/37)	0,5	0,8	2,55	2,60	0,6	1,85	2,25	1,38	1,16
	0,2	0,8	3,87	3,50	0,6	3,80	2,90	1,02	1,21
Cu participarea lateralelor	1,0	1,3	0,463	$0{,}281\sqrt{2}$	1,0	0,376	$0{,}262\sqrt{2}$	1,23	1,07
	0,5	0,8	0,410	$0{,}275\sqrt{2}$	0,6	0,365	$0{,}203\sqrt{2}$	1,12	1,35
Fără participarea lateralelor	1,0	1,3	0,376	—	1,0	0,376	—	1,00	—
	0,5	0,8	0,365	—	0,6	0,365	—	1,00	—

Momentele DIN trebuiesc împărțite la 18,8

3.4. În ceea ce privește influența flexibilității, compararea metodei directe (cu η corespunzător lui N) și a celei indirecte, indică necesitatea reconsiderării indicației ca pentru calculul lui η_x și η_y să se introducă valorile de calcul ale forțelor N_x și N_y.

4. Drept concluzii rezultă că evitarea dificultăților aplicării pentru fiecare caz în parte a metodei directe se poate face prin construirea și utilizarea de abace-curbe de echirezistență (fig. 1) ceea ce deschide un orizont larg proiectării economice. La rîndul lor aceste abace pot fi deduse pe baza a trei puncte sigure ale lor, toate determinate ca pentru compresiunea excentrică dreaptă.

Rezultă de asemenea că formula Nikitin rămîne un instrument de lucru eficace și suficient de exact, mai ales pentru cazul a mai mult de 2 bare pe latură, cu condiția considerării aportului întregii armături la calculul lui N_x, N_y și N_c. Ipotezele admise în cuprinsul lucrării își vor găsi confruntarea definitivă cu programul de încercări în curs de realizare.

BIBLIOGRAFIE

1. STAS 10107/0-76 Construcții civile și industriale. „Calculul și alcătuirea elementelor din beton, beton armat și beton precomprimat.
2. CAER, Rekomandații standartizații Betonnie i jelezobetonnie construcții rukovodstvo po proiectirovaniiu—1974.
3. CEB-FIP, Recomandations pour le calcul et l'execution des ouvrages en béton—1970.
4. DIN 1045 (nou), Beton-Kalender 1976.
5. Avram C., Filimon I., Curs de beton armat, IPT, iunie 1976.
6. Avram C., Pop Al., Dimensionarea economică a betonului armat. Compresiunea excentrică oblică, Construcții nr. 2/1975.
7. Cistiakov E. A. și Belikov A. A. Izghib i vnetentronnoe sjatie kototkil i ghibkih elementov—Beton i jelezobeton. nr. 5/1971.
8. Dumitrescu D., Nicula I., Wintze A. Beton armat, Institutul de construcții București, 1974, curs.
9. Filimon I. Curs de beton armat, vol. I. Institutul politehnic Timișoara, 1971.
10. INCERC-Fil. Timiș. Experimentarea a 20 stîlpișori din beton armat precomprimați excentric, contract 5227/1973 pentru IPJ—Dolj.
11. Kesslor C. Diagrame de interacțiune pentru calculul secțiunilor dreptunghiulare de beton armat — Construcții nr. 2/1976.
12. Mourachev V., Sigalov E., Baikov V. Constructions en beton arme—Ed. Mir. Moscova 1971.
13. Moran Cabre F. Calcul de secciones de hormigon armado semetidas a solicitationes normales, en el estado limite ultimo, I.E.T. Madrid, 1972.
14. Munteanu E. Gh. Precizări necesare în legătură cu capacitatea portantă a elementelor de b.a. solicitate la compresiune excentrică oblică. Buletinul I.P.Timișoara, seria Construcții nr. 2/1972.
15. Ramamurthy N. I. Investigation of the Ultimate Strength of Square and Rectangular Columns under Biaxially Eccentric Loads.
16. Grasser E., Linse D. Bemessungstafeln für Stahlbetonquerschnitte—Warner Verlag, 1972.

SUR LA FLEXION DÉRIVÉE COMPOSÉE DES ÉLÉMENTS EN BÉTON ARMÉ

RÉSUMÉ

On presente des considerations et des resultats visant deux aspects : la construction des abaques a l'aide de trois flexions composées non deviées, et aussi la participation de tous les aciers de la piece a l'effort de rupture.

STABILITATEA ELASTICĂ A PLĂCILOR PLANE

DE

R. FRIEDRICH

Încărcările critice ale unor plăci plane încărcate în planul lor s-au determinat cu metoda elementelor finite [1]. S-au studiat panouri de formă pătrată, discretizarea admisă fiind cea din figura 1.

Programul întocmit a utilizat subprograme pentru :

— determinarea eforturilor unitare σ_i ale stării de tensiune plane ;

— calculul matricelor R și G ale elementelor finite cît și asamblarea pentru semistructura analizată ;

— găsirea valorilor proprii.

Structura studiată fiind omogenă, de formă regulată, matricele rigidităților elementelor finite pentru starea de tensiune plană K s-au determinat în prealabil, introducîndu-se în matricea structurii sub forma expandată. Amplasarea s-a făcut în funcție de numărul primului nod (cel din stînga sus) al elementului finit, determinat din relația

$$a = (i-1)(n+1)+j$$

în care : i și j sînt numărul rîndului respectiv al coloanei în care este situat elementul, iar n — numărul total al coloanelor de elemente finite. Tensiunile σ_i s-au determinat în centrul fiecărui element finit.

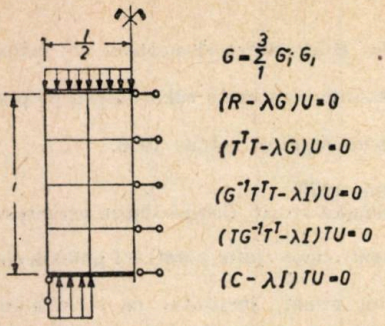


Fig. 1. Discretizarea utilizată. Problema de valori proprii.

Cu matricele rigidităţilor la încovoiere R şi geometrice G s-a procedat în mod analog. Matricele K şi R corespund modelului de deplasări, la încovoiere asigurîndu-se doar compatibilitatea deplasărilor normale pe planul plăcii.

Pentru a putea utiliza subprogramul referitor la determinarea valorilor proprii ale unei matrice simetrice C (biblioteca matematică FELIX C-256), perechea de matrice $R-G$ s-a transformat ca în figura 1, prin triunghiularizarea lui R.

Cazurile de încărcare avute în vedere sînt schiţate în figura 2 a, pereţii fiind articulaţi în lungul marginilor verticale şi încastraţi elastic în lungul celor orizontale ; gradul de încastrare s-a exprimat prin raportul ρ al rigidităţilor planşeelor şi peretelui. Din diagrama prezentată în aceeaşi figură rezultă că pentru $\rho \geq 4$ valoarea k este foarte apropiată de cea corespunzătoare încastrării perfecte.

În figura 2 b se prezintă comparativ valorile k pentru cele 5 cazuri de încărcare studiate, ρ avînd valorile extreme. Pentru compresiune uniformă (cazul 3), în situaţia conturului articulat, valoarea găsită $k=3{,}857$ este apropiată de cea exactă [2] : pentru celelalte încărcări, datorită numărului mic de elemente finite utilizate, rezultatele obţinute au caracter calitativ.

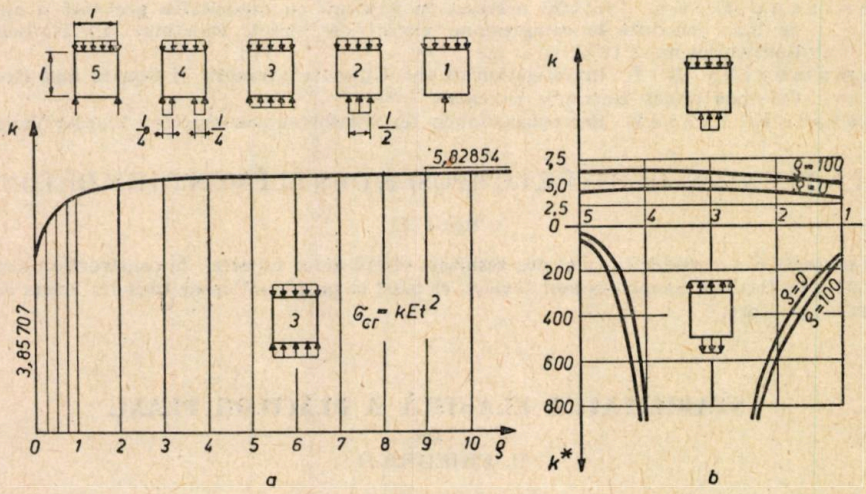


Fig. 2. Coeficienţii k şi k * pentru calculul tensiunii critice σ_{cr}.

BIBLIOGRAFIE

1. Przemieniecki J. S., Discrete - Element Methods for Stability Analysis of Complex Structures, The Aeronautical Journal, Dec. 1968, 1077-86.
2. Girkmann K., Flächentragwerke, Springer Verlag, Wien, 1963.

ELASTISCHE STABILITÄT EBENER PLATTEN

ZUSAMMENFASSUNG

Mit Hilfe der Methode der finiten Elemente wurden die kritischen Lasten quadratischer Wandscheiben abgeschätzt. Die untersuchten Belastungen waren symmetrisch (Bild 2 a), desgleichen die Lagerung : gelenkig gelagerte vertikale Ränder und elastisch eingespannte horizontale Ränder mit dem Verhältnis ρ der Steifigkeiten der Decken und der Wand.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara

SERIA CONSTRUCȚII

Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

UN CALCUL ELASTIC—PLASTIC PRIN PAȘI

DE

I. MUNTEANU

1. **Introducere.** În lucrarea de față se propune un calcul care, din aproape în aproape, conduce la o dimensionare optimă a structurii de rezistență a construcției și la o exploatare completă a materialului utilizat.

2. **Prezentare.** În problemele static nedeterminate eforturile H sînt funcții de raportul (G_1/G_s) al rigidităților secționale ale barelor, deci de gradul de distribuire al materialului între secțiuni. Aceasta face ca la începutul calculului static, pentru aceste secțiuni ale barelor să se introducă valori G_1 (sau rapoarte G_1/G_s), arbitrare. În această fază, pentru o structură de geometrie generală S_g *dată*, eforturile obținute din calculul static corespund încărcării P și materialului E, *date* prin enunț, precum și dimensiunilor de secțiuni G_i *introduse* în mod arbitrar de către proiectant, adică $H=f(P, E, S_g, G_i)$. Dacă verificarea eforturilor unitare sau a caracteristicii geometrice G pentru secțiunea considerată nu este satisfăcută, acestea fiind mult diferite de valorile limită, avînd $\sigma_e=H/G_i\neq\sigma_{el}$ sau $G_e=H/\sigma_{el}\neq G_i$, valorile G_i sînt modificate în $(G_i\pm\Delta G_i)$. Drept urmare se cere reluarea „calculului static", în acest caz obținîndu-se eforturi corespunzătoare lui S_g, P și E date inițial, respectiv lui $(G_i\pm\Delta G_i)$. Procesul se va repeta pînă cînd dimensiunile secțiunilor elementelor de rezistență „introduse" în calculul static, G_i, vor fi aceleași ca dimensiunile G_e „rezultate" din calculul de dimensionare, pe baza verificării rezistențelor unitare $(\sigma_e=\sigma_{el})$ în toate secțiunile caracteristice ale structurii. Practic, această reluare se face pînă cînd, la aprecierea proiectantului diferența dintre G_i și G_e (sau σ_e și σ_{el}), este „suficient de mică". La limită, cînd gradul de distribuire al materialului într-o secțiune $G_e/G_i=1$ se obține structura de egală rezistență în domeniul elastic, pentru care materialul este exploatat la limita elastică în toate secțiunile caracteristice $(\sigma_e=\sigma_{el})$ ale sale. Aceasta corespunde primei faze de optimum, referitoare la distribuția materialului în secțiunile barelor, respectiv ea revine structurii de greutate minimă în domeniul elastic. Pentru condițiile date (sarcini constante în poziție și valoare, material exploatat în domeniul elastic și structură de egală rezistență) se obține o siguranță egală pentru toate secțiunile caracteristice ale structurii (raportul optim al dimensiunilor secționale). Studiind în continuare sistemul format din structură, încărcări și material și pornind de la valorile G_e ale dimensiunilor secțiunilor transversale obținute deja pentru optimumul 1, respectiv exploatînd materialul în afara domeniului elastic, se va obține structura de egală rezistență respectiv de greutate minimă corespunzătoare domeniului plastic. Aceasta va corespunde unei structuri în care $G_i=G_e$ (obținut din faza anterioară) și în care $\sigma_e=\sigma_{pl}$ în toate secțiunile caracteristice (optimum 2). Această structură de greutate minimă în domeniul plastic diferă de cea din domeniul elastic doar prin cantitatea de material pusă în secțiunile caracteristice, gradul de distribuire a materialului între secțiuni fiind același cu cel din domeniul elastic $(G_i/G_e=1)$. Prin exploatare la limită, această structură va ceda concomitent prin toate articulațiile plastice posibile și necesare, în funcție de sistemul structură—încărcare. La același mecanism total se ajunge și dacă peste încărcarea P dată inițial se adaugă, în mod treptat, un supliment determinat. În faza aceasta, siguranța este aceeași în toate secțiunile caracteristice și orice neatenție în exploatare poate duce la prăbușirea întregii structuri prin cedarea simultană a tuturor secțiunilor.

Deoarece $\sigma_{el}=\sigma_c/c$, pentru secțiunea s oarecare, caracteristica geometrică pentru încovoiere corespunzătoare exploatării materialului în domeniul plastic va fi $W_{pl}=W_{el}/c$, unde $W_{el}=W_e=M/\sigma_{el}$. Se constată că $W_{pl.\,nec.}<W_{el.\,nec.}$ și că $\sigma_{adm}=\sigma_{el}<\sigma_c$ în măsura în care este acceptată valoarea coeficientului de siguranță c.

În cele de mai sus s-a considerat că secțiunile transversale ale barelor structurii se modelează întru totul așa cum o cere calculul respectiv, că aceasta se poate face cu sortimentul de profile dat. În caz contrar există probabil o rezervă de capacitate portantă a structurii date dar există sigur o distribuție nerațională de material de-a lungul ei.

Din relațiile date se constată că s-au adus corectări succesive asupra caracteristicilor geometrice ale secțiunilor barelor astfel încît pentru încărcarea dată s-a ajuns la structura de egală rezistență pentru o exploatare elastică cît și plastică a materialului.

3. **Studiul comparativ.** O comparație între calculul în domeniul plastic așa cum se face în mod obișnuit astăzi, pe baza unei analize a structurii static nedeterminate respectiv pe baza rezervelor plastice finite ale secțiunilor caracteristice și calculul arătat în cele de față, dovedește concepții și eficiențe diferite.

În metodele „biografice" de calcul al structurilor static nedeterminate în domeniul plastic, studiul se face prin aproximații succesive asupra forței P, pînă la obținerea încărcării ultime. În acest fel

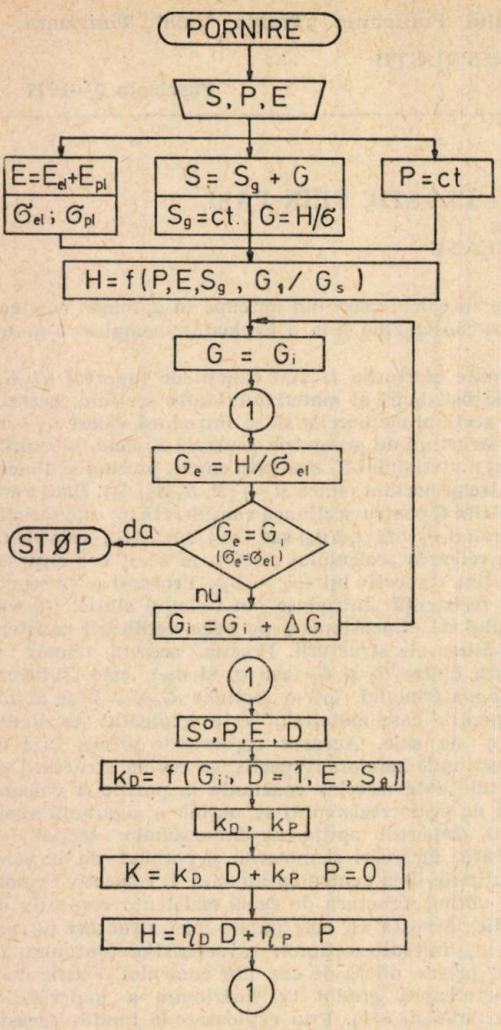


Fig. 1.

articulațiile plastice apar în mod succesiv pînă la pierderea capacității portante a structurii date (în ordinea : S ; $P_{1,2,\ldots,u}$; $P_u > P_1 = P_{el}$; $mecanism_{1,2,\ldots,ultim}$).

În procedeul de față, pentru o încărcare dată se caută structura optimă printr-un calcul de aproximații succesive asupra gradului de distribuire al materialului între secțiunile barelor structurii, deci asupra caracteristicilor geometrice ale secțiunilor barelor structurii (în ordinea : P ; $S_{1,2,\ldots,optimă}$; $W_{pl} < W_{el}$; $mecanism_{tot.}$). Astfel, calculul, prin aproximații succesive (biografic), elastic-plastic asupra încărcării se înlocuiește cu un calcul, prin aproximații succesive, elastic, asupra structurii, pînă la determinarea structurii de egală rezistență în secțiunile caracteristice (și pentru o anumită combinație de încărcări). Deci un astfel de calcul prin pași, pe seama corectării succesive a raportului mărimilor secțiunilor barelor pînă la determinarea structurii de egală rezistență, conduce la o optimizare a ei.

4. **Concluzii.** Procedeul de analiză propus trebuie considerat ca o posibilitate de îmbunătățire a procesului de calcul (prin aproximații succesive), apropiind valorile caracteristicilor geometrice secționale ale elementelor de rezistență ale structurii de cele optime. El conduce, în mod mulțumitor, calculul „soluției posibile din punct de vedere al sortimentului" pînă aproape de „soluția optimă teoretic".

Distribuția mai bună a materialului între secțiuni (deci corespunzător situației $G_i/G_e=1$) conduce la micșorarea cifrei siguranței, dar duce la uniformizarea acesteia de-a lungul structurii.

Procedeul propus cere reluarea calculului în domeniul elastic cu utilizarea unor caracteristici geometrice G secționale îmbunătățite, pînă cînd $G_i=G_e$.

Această reluare a calculului numeric presupune utilizarea unui program orientat și a unui calculator automat.

La atingerea efortului unitar limită în toate secțiunile caracteristice, capacitatea structurii (de egală rezistență) ar fi total exploatată iar coeficientul de siguranță ar fi mai bine cunoscut.

În figura 1 se arată acest proces de calcul, în care : SPE este sistemul real ; $S°PED$ este sistemul de calcul (în metoda deplasărilor) ; G_1/G_s este raportul de distribuire al materialului între secțiuni ; G_i/G_e este criteriul de optimizare.

BIBLIOGRAFIE

1. Gheorghiu Al. Concepții moderne în calculul structurilor, E.T. București, 1976.
2. Munteanu I. Calculul static al structurilor ; Ed. Facla, Timișoara, 1976.
3. Reinschmitd F. K. Discrete Structural Optimization ; JSD, ASCE, 97—1971.

A STEP BY STEP ELASTIC-PLASTIC ANALYSIS

SUMMARY

A step-by-step analysis is suggested for the calculus of the sectional dimensions of bars for the total use of the material, simultanensly in all main sections of the structure, in the elastic and the plastic domain ; in this way the „structure with equal strength" is obtained.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara
SERIA CONSTRUCȚII
Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

ACTUAL PERFORMANCES OF DESRUN03 COMPUTER-PROGRAM

BY

M. RAFIROIU

The author of this paper has been long since concerned with optimization of structural design of asphalt pavements. Although two papers were written before 1972, the main achievements have been reached w thin the last five years. These achievements have been presented in papers which were either published or submitted at national meetings [1], [2]. To make a long story short, one may say that all basic elements concerning the structural design by the method proposed by the author can be obtained without difficulty from the papers cited in „litterature". However, some fundamental information will be given herein.

The basic model for the structural design of asphalt pavements is given in fig. 2. One considers that the basic principle of the design is the equality between exterior and interior energy during the deflection of the pavement.

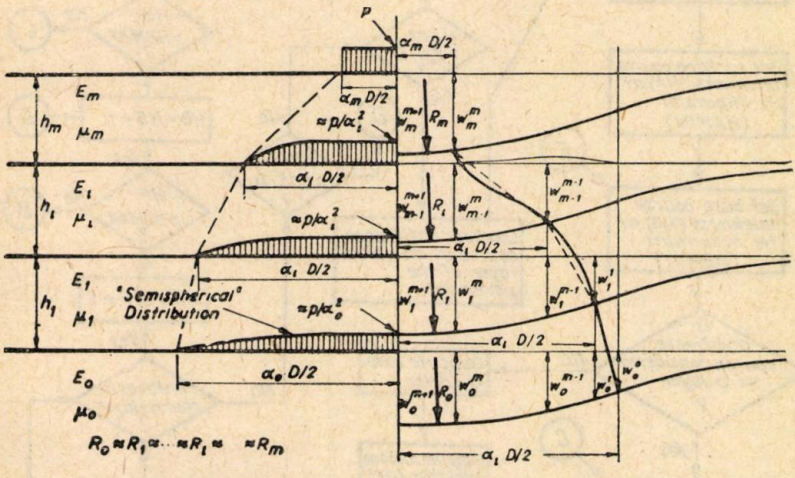


Figure. 1. Basic model for structural design of asphalt pavements.

All design procedures, optimization included, have been put together into DESRUN03 computer program whose main flowchart is given in fig. 2.

The input data are the following: elastic moduli, Poisson's coefficient, internal friction angle, relative thermal permeability and cost per unit of volume, for each layer; load, diameter and tire pressure for the equivalent vehicle; number of load repetitions during service life time of pavement; frost penetration and required probability of good behaviour of the pavement under designed traffic.

Although time has not permitted to include in DESRUN03 all findings from VELMED02 research computer-program [3], all author's knowledge into the area has been carefully set into this program whose length is the following: 9 KØ for the object module, 1 KØ for input data, 13 KØ for basic FØRTRAN procedures. This means that DESRUNO3 may be run even on small computers since the total length requires only about 23 KØ.

In order to check the actual performances of the computer program, 7 basic strucures have been set as shown in table 1.

First, an exhaustive enumeration method was included into the program. This was justified by the need of knowing how the computer program works under all conditions.

The working conditions were the following:

— subgrade moduli varying from 200 to 800 daN/cm^2,

— total traffic over expected life, from 10^4 to 10^7.

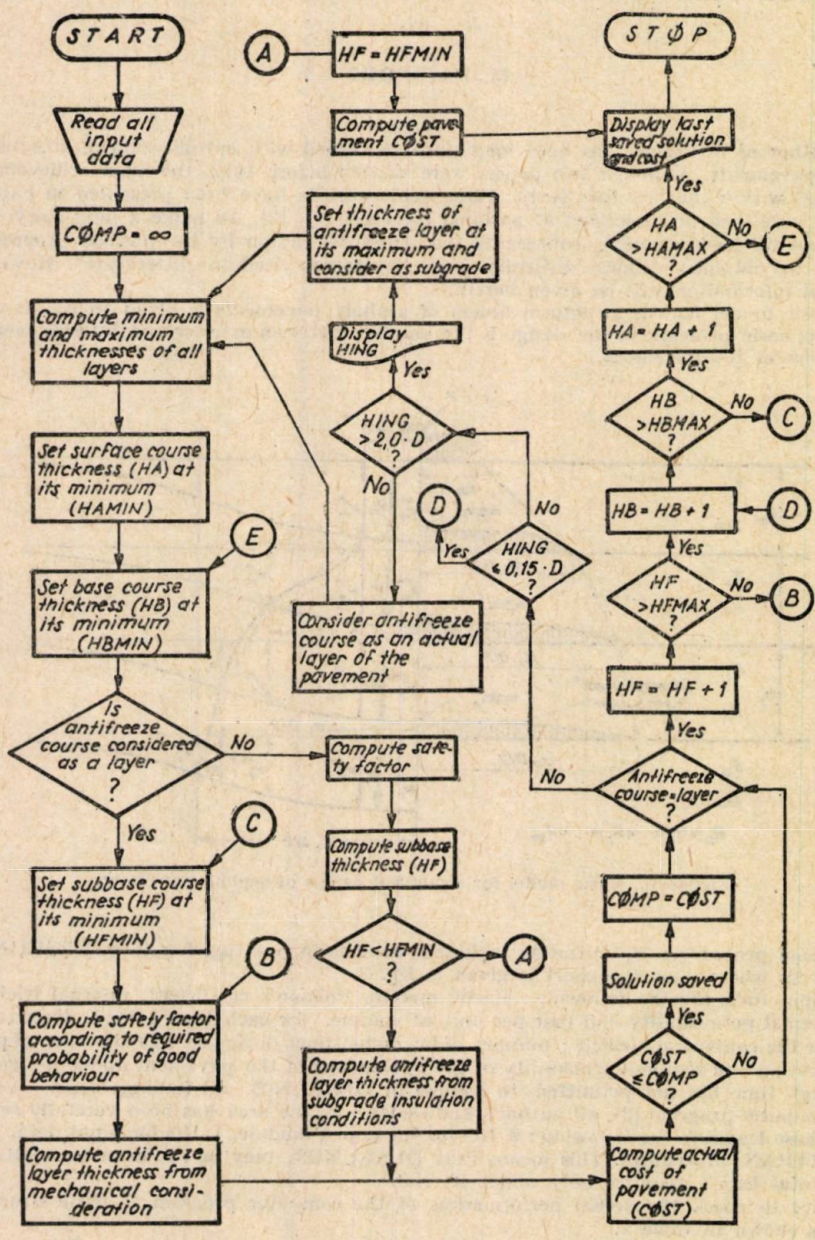


Fig. 2. Main flowchart of DESRUN03 computer-program.

Table 1

Structural compozition of asphalt pavements studied by means of DESRUN03 computer program

Solution No.	Layer No. : 5	4	3	2	1	Correlation between theoretical and practical results
A	Bituminous concrete	Bituminous Binder	Macadam	Gravel	Sand	Excellent
B				Ciment stabilized sand		Good
C			Coarse graded bituminous concrete	Gravel		Good
D				Ciment stabilized sand		Very good
E			Macadam	Crushed stone	Gravel	Acceptable
F			Coarse graded bituminous concrete			Very good
G	Sand-asphalt		Macadam	Gravel	Sand	Excellent

All thicknesses have been transformed into thickness indexes according to AASHO-LCPC * equations.

The results are given in figure 3, where results obtained through LCPC/AASHO structural design method (for the same input data) have been plotted as well. It is to be said that all data in figure 3 are those obtained for structure number A, that is the most common structure used in our country.

The main conclusions obtained through this research are the following :

— 85 ... 90% of all solutions (regardless subgrade modulus or total traffic) are included in a smail range of thickness index values, the range limits being set at ±20% of optimal thickness,

— only 10 ... 15% of solutions exceed the upper range-limit, with values of 0 ... 20%,

— generally, the optimum solution ranges itself somewhere by the middle of the thickness index values,

– there is little difference between DESRUN03 and LCPC/AASHO solutions.

The general quality of the results obtained through DESRUN03 procedure has been presented in the last column of table 1.

Although an optimization procedure (derived from the dynamic programming) has been introduced into the computer program, the optimums remained unchanged but the number of steps in computer calculations has been reduced at least by one third.

Finally, one may say that DESRUN03 is a well working computer program and improvements issued from VELMED02 will refine further the structural design. This step has been made and DESRUN04 is already under study.

* LCPC = Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Paris, France.

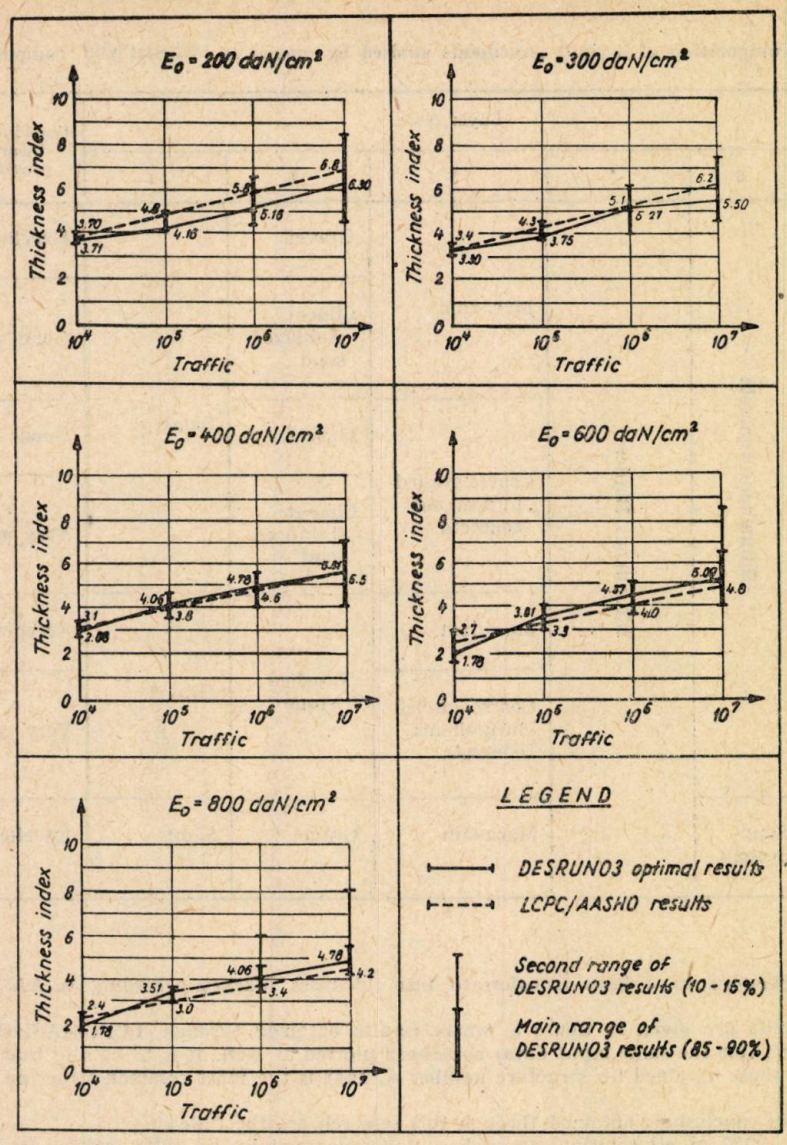


Fig. 3. DESRUN03 versus LCPC/AASHO structural design for various subgrade moduli and total traffic over pavement expected life.

LITTERATURE

1. Rafiroiu Mihai: „*Structural Design of Asphalt Pavements*", Ed. University of Michigan, July 1974, Ann Arbor, Michigan, S.U.A.
2. Rafiroiu Mihai: „*Model matematic și program de calcul automat pentru optimizarea dimensionării sistemelor rutiere nerigide*", Ses. Com. ICPTTc, București, iunie 1975.
3. Rafiroiu Mihai: „*VELMED02-An effective tool for the analysis of stresses and displacements in layered systems*", Published in the Scientific Bulletin of „Traian Vuia" Polytechnic Institute, Timișoara, Jan—Jun, 1977.

Buletinul științific și tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timișoara

SERIA CHIMIE

Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

STUDIUL TRATĂRII APELOR SALINE, DESTINATE ALIMENTĂRII CAZANELOR DE ABUR

DE

V. COCHECI, L. NEGULESCU

PARTEA II

În continuarea cercetărilor noastre, cu privire la tratarea apelor saline, destinate alimentării cazanelor de abur, ne-am preocupat de tratarea acestor ape cu schimbători anionici.

Schimbătorii de ioni slab bazici; Examinînd structura compoziţională a probei de apă A (tab. 1) se pot face următoarele remarci cu privire la comportarea acestor ioniţi:

Conţinutul mare de ioni HCO_3, care după treapta anionică trec în CO_2 liber, influenţează în mod pozitiv capacitatea de schimb a anioniţilor slab şi mediu bazici.

Raportul Cl^-/SO_4^{-2} fiind supraunitar, respectiv 1,07, influenţează negativ capacitatea utilă de schimb a anioniţilor.

În fig. 3 este evidenţiat în mod comparativ acest fenomen.

Capacitatea de schimb este mult îmbunătăţită în prezenţa bioxidului de carbon, aşa după cum reiese din examinarea curbelor din fig. 4.

Pentru schimbul anionic, viteza variază conform fig. 5 [1], comparativ şi cu nivelul de regenerare cu NaOH.

Pentru cei doi contraioni, care interesează, lucrarea de faţă, respectiv Cl^- şi SO_4^{-2}, variaţia vitezei de adsorbţie în funcţie de concentraţie este dată în figurile 6 şi 7.

Efectul temperaturii nu a constituit o preocupare specială deoarece procesele pe coloane industriale nu sînt în general controlate, din acest punct de vedere, iar variaţia în intervalul obişnuit 10 ... 20 °C nu prezintă importanţă deosebită.

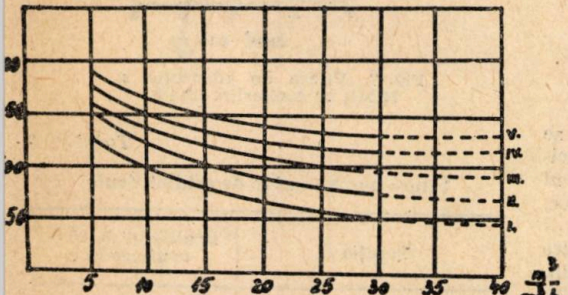


Fig. 3. Dependenţa capacităţii de schimb a anioniţilor slab bazici de raportul Cl^-/SO_4^{-2} la o concentraţie $SO_4^{-2}+Cl^- = 7{,}2$ mval/l şi 10 ppm CO_2 I = 100% Cl; 0% SO_4^{-2}. II = 75% Cl; 25% SO_4^{-2}. III = 50% Cl^-; 50% SO_4^{-2}. IV = 25% Cl^-; 75% SO_4^{-2}. V = 100% SO_4^{-2}; 0% Cl^-.

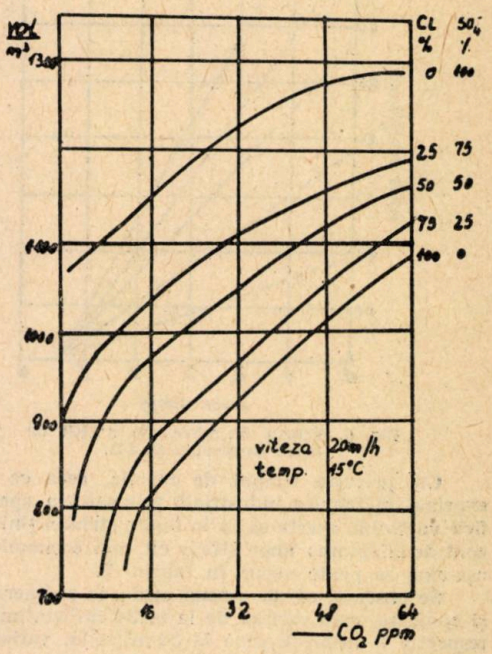


Fig. 4. Relaţia între capacitate, conţinut în CO_2 şi raportul Cl/SO_4 în apă.

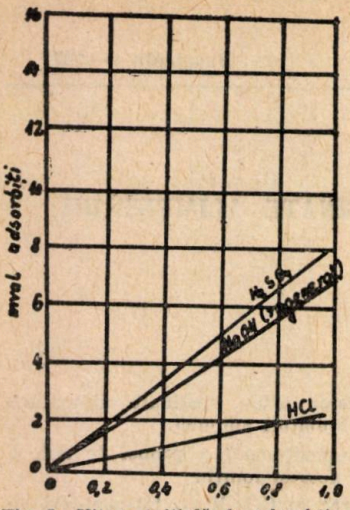


Fig. 5. Viteza inițială de adsorbție pe rășina anionică Amberlite IR 48.

Tabelul 7

Influența sarcinii specifice

cm³/cm³/min		val/dm³ capacitate utilă de schimb
regenerare	epuizare	
0	1	2
0,134	0,134	0,39
0,134	0,268	0,39
0,134	0,536	0,38
0,067	0,268	0,38
0,134	0,268	0,38
0,268	0,268	0,38
0,536	0,268	0,39
1,34	0,268	0,38

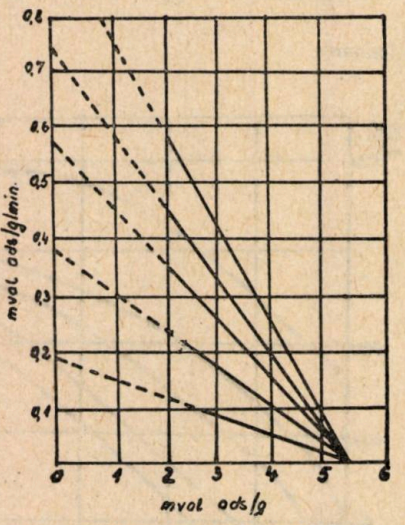


Fig. 6. Viteza de adsorbție a HCl de către Amberlite IR 4 B.

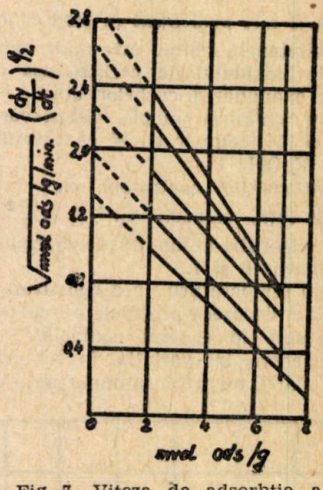


Fig. 7. Viteza de adsorbție a H_2SO_4 pe Amberlite IR 4 B.

Cît privește timpul de reacție, ceea ce se exprimă în tehnica industrială prin sarcina specifică vol/vol/h, acesta se ia în limite strînse, ținînd cont de adoptarea unor utilaje cît mai economice, așa cum se poate vedea în tabelul 7.

Se observă că la sarcini egale, la regenerare și epuizare, care variază de la 0,134 $cm^3/cm^3/min$, respectiv 8 $m^3/m^3/h$ pînă la 32 $m^3/m^3/h$, variația capacității de schimb este insensibilă.

Diferența între anioniți slab și mediu bazici, care sînt mai puțin disociați și cei puternici, cu o disociere avansată, se poate observa din datele orientative prezentate în tabelul 8.

În contextul acestor date, preluate din literatura de specialitate, au fost stabilite condițiile de experimentare pentru determinarea comportării schimbătorilor slab bazici folosiți de noi.

Tabelul 8

Viteze aproximative de schimb ionic

Reacția	Echilibrul de 90 % se atinge în :
Anioniți slab bazici	
$R-NH_2+HCl$	5...10 zile
$R-NH_3Cl+NaOH$	1... 3 minute
$R-NH_3Cl+Na_2SO_4$	2... 3 minute
Anioniți puternic bazici	
$R-OH+HCl$	1... 2 minute
$R-Cl+NaOH$	2... 3 minute
$R-Cl+Na_2SO_4$	2... 3 minute

Au fost luate în considerare următoarele rășini :

Relite 4 MS.....Resindion Italia
Relite MG 1.....Resindion Italia
Amberlite IR 45.....Rohm Haas S.U.A.
Amberlite IRA 93.....Rohm Haas S.U.A.
Lewatit MP 62.....Bayer R.F.G.
Duolite A 368.....Diaprosim Franța
Duolite A 366.....Diaprosim Franța
Wofatit AKA 40.....Wolfen VEB R.D.G.
Imac A 24.....Akzo Chemie Olanda

Tabelul 9

Regenerarea anioniților slab bazici

Rășina	Capacitatea de schimb mval/dm³	Nivel de regenerare gNaOH 100%/dm³	Scăpare ionică mval/ciclu	Final de spălare pH	Randament de regenerare
Relite 4 MS	940	114	1,4	5,5	0,27
Relite MG 1	1 880	173	10,4	5,6	0,44
Amberlite IR	1 840	186	12,4	5,5	0,39
Amberlite IRA	1 380	114	1,0	6,0	0,44
Lewatit MP 62	1 220	115	1,0	5,8	0,32
Duolite A 368	940	186	1,7	5,6	0,19
Duolite A 366	2 736	248	1,8	5,5	0,44
Wofatit AK 40	1 860	186	11,6	5,3	0,40
Imac A 24	1 500	185	8,2	6,2	0,32

Pentru experimentări s-au folosit aceleași coloane (vezi partea I) cu diametrul de 1,5 cm, volumul rășinii 50 cm³, sarcina specifică 8 vol/vol/h. Regenerarea s-a efectuat cu o soluție de 3,1% NaOH, fiind considerată terminată, cînd în efluent concentrația NaOH a fost de 1,6%.

Condițiile de regenerare și spălare sînt prezentate în tabelul 9.

Spălarea s-a făcut cu 10 vol/vol. În tabelul 10 sînt prezentate în mod sintetic rezultatele medii după 18 cicluri.

Tabelul 10

Anioniți slab bazici

Denumirea	Influent		Efluent		γ, μS/cm	pH
	litrii	vol/vol	Cl. ppm	m. mval/l		
Relite 4 MS	4	80	3,55...53,0	0,95...0,0	175...440	6,8...4,3
Relite MG 1	7,5	150	12,40...33,7	0,75...0,4	130...150	6,5...5,5
Amberlite IR 45	5,0	100	12,40...39,2	0,80...0,4	120...170	6,0...5,5
Amberlite IRA 93	5,0	100	3,50...3,50	0,55...0,55	37... 42	6,5...5,2
Lewatit MP 62	4,5	90	3,50...5,30	0,15...0,40	37,5... 43	5,3...6,0
Duolite A 368	4,5	90	5,3 ...92	0,60...3,50	7,0...200	6,0...6,0
Duolite A 366	11,5	210	0,0 ...7,1	0,30...0,20	14... 40	5,5...2,0
Imac A 24	6,0	120	7,1 ...36	0,80...0,50	120...175	6,2...5,5
Wofatit A K 40	6,5	130	7,1 ...30	0,50...0,40	120...200	5,5...5,5

Introducînd criteriul de selecție tehnico-economică (vezi partea I) STE, propus de noi (formula 1), funcție de acesta, rășinile se clasifică conform tabelului 11.

Cu schema prezentată în figura 1 se poate obține o apă cu o conductivitate de pînă la 120 μS/cm, la o scăpare a sodiului de maximum 30 ppm, după treapta cationică, ceea ce satisface cerințele unui regim chimic corespunzător pentru cazanele de abur de medie presiune [3].

Tabelul 11

Clasificarea răşinilor după criteriul STE

Nr. de ordine	Denumirea răşinii	C_u mval/dm³	I_e mval/dm³	η —	Indice STE
1	Duolite A 366	2 736	0,18	0,44	6,7
2	Amberlite IRA 93	1 380	0,20	0,44	3,0
3	Lewatit MP 62	1 220	0,22	0,32	1,78
4	Relite MG 1	1 880	1,40	0,44	0,59
5	Relite 4 MS	940	0,40	0,27	0,55
6	Wofatit AK 40	1 860	1,50	0,40	0,49

Concluzii. În prezenta lucrare s-a urmărit comportarea ioniţilor în scopul utilizării lor la tratarea apei de alimentare, pentru cazanele de abur de presiune medie, instalate în regiuni cu surse de apă cu salinitate ridicată.

Au fost studiaţi în acest sens ioniţi diferiţi.

S-a propus un criteriu STE de ierarhizare a ioniţilor în scopul unei alegeri judicioase a acestora şi s-a stabilit o schemă de tratare, care satisface cerinţele impuse apei de alimentare a cazanelor de presiune medie.

BIBLIOGRAFIE

1. Helferich F. Ion Exchange, Edit. Mc Grow Hill New York, SUA, 1962, 624 p., 200 fig., 800 ref.
2. Kunin R. Ion Exchange Resins, Ediţia II-a, Edit. John Willey, New York, SUA, 466 p., 1170 ref.
3. Colecţia ISCIR Prescripţii tehnice pentru regimul chimic al generatoarelor de abur şi apă fierbinte C 18—76, Editura tehnică Bucureşti 1977.

TRANSFERUL DE CĂLDURĂ LA FIERBEREA ÎN BULE A SOLUŢIILOR APOASE DE SUBSTANŢE CU SOLUBILITATE LIMITATĂ (II)

DE

Z. GROPŞIAN, D. KOHN, V. JÂŞCANU şi A. IOVI

Literatura de specialitate[1,2] precizează că intensitatea transferului termic în cazul fierberii este o mărime determinată mai ales de proprietăţile termodinamice ale substanţei supuse fierberii, presiunea de lucru şi natura suprafeţei de încălzire. Pentru soluţii prezintă o importanţă deosebită de asemenea natura şi concentraţia substanţei solide dizolvate.

Referitor la fenomenul de fierbere în bule al soluţiilor apoase se constată că odată cu creşterea concentraţiei soluţiei, respectiv scăderea valorii coeficientului α, creşte şi temperatura de fierbere a acestuia. Prin analogie cu amestecurile de lichide[2,3], se pare că, aceste fenomene se datoresc nu atît modificării parametrilor fizico-chimici ai soluţiilor, cît mai ales variaţiei de concentraţie la nivelul suprafeţei de încălzire. Odată cu îndepărtarea apei (solventului), prin transformarea ei în vapori, substanţa solidă dizolvată prezintă tendinţa de acumulare în stratul limită, astfel încît energia pentru formarea nucleelor de vaporizare creşte, iar densitatea centrilor de nucleaţie scade.

Valoarea mare a concentraţiei relative (raportul dintre concentraţia soluţiei la nivelul suprafeţei de încălzire şi concentraţia soluţiei în întreaga masă), în domeniul concentraţiilor mici ale soluţiei, determină o scădere bruscă a valorii coeficientului de transfer de căldură α_{real} la fierberea soluţiei, faţă de valoarea coeficientului ideal α_{ideal}. La concentraţii mai mari, pe măsură ce creşte concentraţia soluţiei, valoarea concentraţiei relative scade, ajungînd egală cu unitatea pentru soluţia saturată, respectiv valoarea lui α_{real} cunoaşte o micşorare mai lentă pînă atinge valoarea α_{sat}[4].

Rezistenţa de difuziune, care apare în timpul transferului de masă, alături de rezistenţa termică, determină reducerea valorii coeficientului de transfer de căldură α_{real} la fierbere. Fenomenul fierberii soluţiilor constă în trecerea componentului volatil din soluţie în stare de vapori. Ca atare, intensitatea schimbului termic se va putea exprima în funcţie de concentraţia soluţiei şi presiunea de vapori.

Ţinînd seama de cele arătate mai sus se propune următoarea relaţie de calcul :

$$\frac{\alpha_{real}}{\alpha_{ideal}} = 1 - c\left(\frac{x}{x_{sat}} - \frac{\Delta p}{\Delta p_{sat}}\right)^d \qquad (1)$$

În această relaţie : c — constantă a cărei valoare depinde de natura substanţei dizolvate şi de presiunea de lucru ; d — constantă a cărei valoare depinde de natura substanţei dizolvate ; x — concentraţia soluţiei, fracţii molare ; x_{sat} — concentraţia soluţiei la saturaţie, fracţii molare ; Δp — diferenţa de presiune între presiunea de vapori a solventului pur (p) la temperatura de fierbere a soluţiei de concentraţie x şi presiunea de lucru (p_0), ata ; Δp_{sat} — diferenţa de presiune între presiunea de vapori a solventului pur, la temperatura de fierbere a soluţiei saturate şi presiunea de lucru, ata ; α_{real} — coeficient de transfer de căldură real la fierberea soluţiilor, W/m²·grad ; α_{ideal} — coeficient de transfer de căldură ideal [4], W/m²·grad.

Relaţia (1) poate fi utilizată la calculul coeficientului de transfer de căldură α_{real} la fierberea soluţiilor apoase de substanţe cu solubilitate limitată. Metodica de calcul constă în următoarele :

Avînd valoarea α_{sat}, determinată experimental, se află coeficientul ε_{sat} din relaţia : $\varepsilon_{sat} = \alpha_{sat}/q^{0,7}$ (2). Se calculează α_{ideal} pentru două concentraţii ale soluţiei x_1 şi x_2, în domeniul de solubilitate, la aceeaşi încărcare termică q, cu relaţia [4] :

$$\alpha_{ideal} = \left[\varepsilon_{apă} - (\varepsilon_{apă} - \varepsilon_{sat})\frac{x}{x_{sat}}\right] \cdot q^{0,7} \qquad (3)$$

Pe baza valorilor lui α_{ideal} şi a două valori ale coeficientului de transfer de căldură real α_{real} determinate experimental, pentru aceleaşi concentraţii x_1 şi x_2, respectiv la aceeaşi încărcare termică q, se calculează valorile constantelor c şi d din relaţia (1).

Cunoscîndu-se valorile coeficienţilor ε_{sat}, c, d şi presiunile de vapori ale solventului pur la temperaturile de fierbere ale soluţiilor, pentru o presiune de lucru dată, cu relaţia (1), se pot calcula valorile lui α_{real} pentru întreg domeniul de concentraţii a soluţiilor (de la $x=0$ pînă la $x=x_{sat}$), la diferite valori ale încărcării termice q.

Relaţia a fost utilizată la calculul coeficientului de transfer de căldură real la fierberea soluţiilor apoase de azotat de potasiu şi fosfat disodic la presiunea atmosferică şi 300 mm Hg. Datele experimentale şi din literatură[5–8], precum şi cele rezultate din calcul sînt prezentate în tabelele 1 şi 2, respectiv figurile 1—7.

Tabela 1

Variaţia valorilor unor parametri specifici fierberii, în funcţie de concentraţia x a soluţiei apoase de KNO_3 la presiunea atmosferică

Concentraţia soluţiei de KNO_3, x		Temperatura de fierbere [7], °C	Presiunea de vapori a apei, ata	Diferenţa de presiune, ata, $\Delta p = p - p_0$	$\frac{\Delta p}{\Delta p_{sat}}$	$\frac{x}{x_{sat}}$	$\frac{x}{x_{sat}} - \frac{\Delta p}{\Delta p_{sat}}$	$\frac{\alpha_{real}}{\alpha_{ideal}}$
% masă	fracţie molară							
0	0	100	$p_0 = 1,0332$	0	0	0	0	1
13,18	0,0264	101	1,0707	0,0375	0,0543	0,0698	0,0155	0,93
23,7	0,0526	102	1,1092	0,076	0,11	0,1392	0,0292	0,851
32,2	0,0768	103	1,1489	0,1157	0,168	0,2035	0,0355	0,81
39,2	0,103	104	1,1898	0,1566	0,226	0,2725	0,0465	0,738
45,1	0,1275	105	1,2318	0,1986	0,288	0,3375	0,0495	0,713
50,2	0,1525	106	1,2751	0,2419	0,35	0,403	0,053	0,689
54,7	0,1773	107	1,3196	0,2864	0,416	0,469	0,053	0,689
58,6	0,202	108	1,3654	0,3322	0,483	0,534	0,052	0,696
62,2	0,227	109	1,4125	0,3793	0,55	0,6	0,05	0,71
65,4	0,252	110	1,4609	0,4277	0,62	0,667	0,047	0,729
68,3	0,278	111	1,5106	0,4774	0,692	0,736	0,044	0,753
70,8	0,302	112	1,5618	0,5286	0,765	0,799	0,034	0,8
73,4	0,33	113	1,6144	0,5812	0,843	0,873	0,03	0,846
75,4	0,354	114	1,6684	0,6352	0,921	0,937	0,016	0,93
77,2	0,378	115	$p_{sat} = 1,7239$	0,6907	1	1	0	1

Tabela 2

Valorile constantelor *c* şi *d* pentru soluţii apoase de azotat de potasiu şi fosfat disodic

Constante	KNO_3		Na_2HPO_4	
	presiunea atmosferică	300 mm Hg	presiunea atmosferică	300 mm Hg
c	11,8	10,9	3,24	2,59
d	1,24	1,24	0,677	0,677

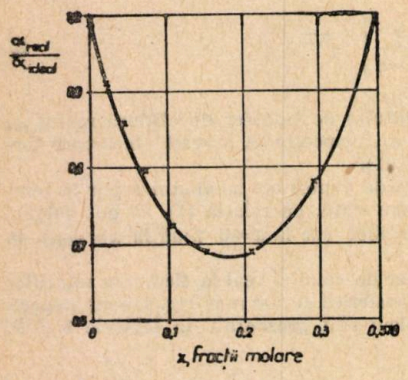


Fig. 1. Dependenţa $\alpha_{real}/\alpha_{ideal}$ de concentraţia x a soluţiilor apoase de azotat de potasiu, la presiunea atmosferică.

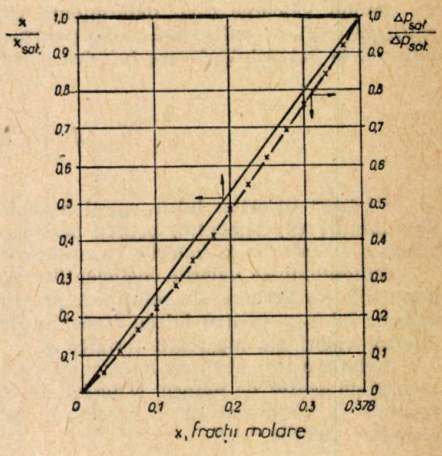


Fig. 2. Dependenţa rapoartelor x/x_{sat} şi $\Delta p/\Delta p_{sat}$ de concentraţia x a soluţiilor apoase de azotat de potasiu, la presiunea atmosferică.

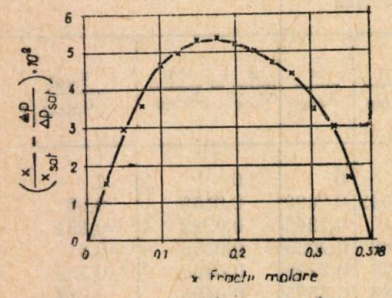


Fig. 3. Depedenţa $\left(\frac{x}{x_{sat}} - \frac{\Delta x}{\Delta p_{sat}}\right)$ de concentraţia x a soluţiei de azotat de potasiu, la presiunea atmosferică.

Din figurile 4, 5, 6 şi 7 se constată că valorile calculate ale coeficienţilor de transfer de căldură reali, cu relaţia (1) coincid cu valorile determinate experimental. Acest lucru atestă valabilitatea relaţiei (1), propuse.

În concluzie, în lucrarea prezentă se propune o nouă relaţie de calcul pentru coeficientul de transfer de căldură real la fierberea soluţiilor de substanţe cu solubilitate limitată şi se indică metodica de efectuare a calculului. Aplicarea relaţiei pentru întreg domeniul de concentraţii ($x=0$ pînă la $x=x_{sat}$ şi încărcări termice q necesită un număr minim (trei) de determinări experimentale pentru α_{real}. Datele de calcul prezintă o foarte bună concordanţă cu datele experimentale, prezentate în literatură [5,6] pentru aceste soluţii.

Această metodică de stabilire a valorilor coeficienţilor de transfer de căldură la fierbere a soluţiilor cu solubilitate limitată prezintă, pe lîngă avantajul amintit adică un număr redus, de trei valori determinate experimental şi avantajul utilizării calculatorului electronic. Pentru aceasta trebuie să se formuleze un model matematic care oferă posibilitatea de stabilire a unui număr foarte mare de valori ale lui α la fierbere corespunzător unor concentraţii care pot fi diferenţiate unele faţă de altele chiar prin valori de ordinul $10^{-2}-10^{-3}$ ale procentelor molare sau procente masă.

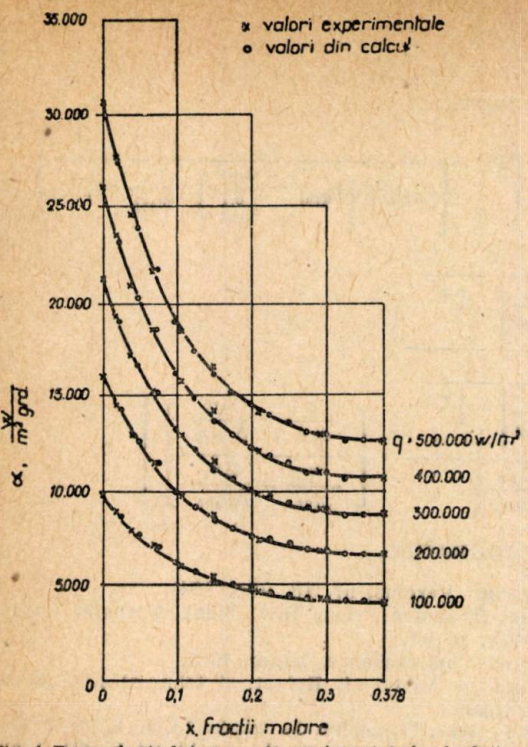


Fig. 4. Dependența lui α_{real} (experimental și calculat) de concentrația x a soluțiilor apoase de azotat de potasiu, la presiunea atmosferică.

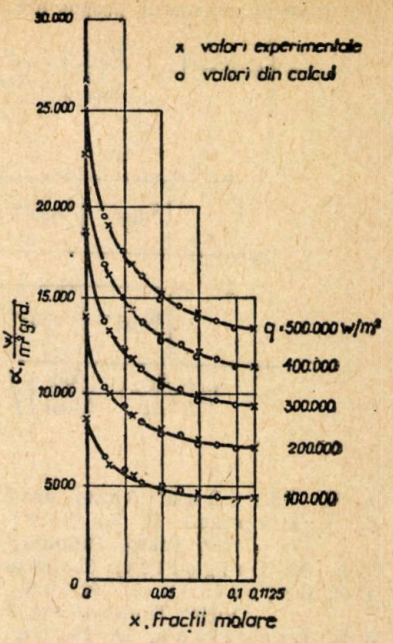


Fig. 5. Dependența lui α_{real} (experimental și calculat) de concentrația x a soluțiilor apoase de azotat de potasiu, la 300 mm Hg.

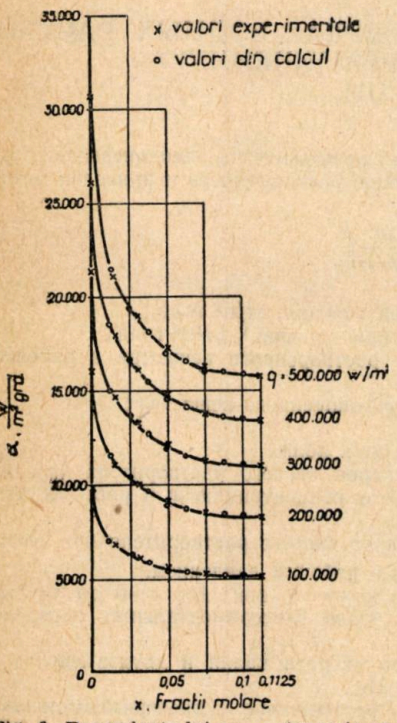


Fig. 6. Dependența lui α_{real} (experimental și calculat) de concentrația x a soluțiilor apoase de fosfat disodic la presiunea atmosferică.

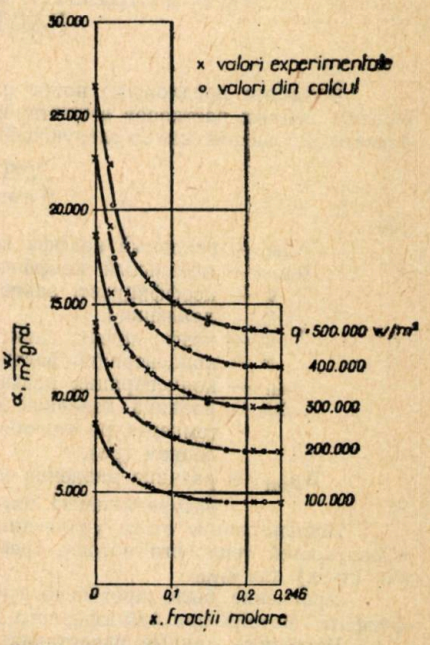


Fig. 7. Dependența lui α_{real} (experimental și calculat) de concentrația x a soluțiilor apoase de fosfat disodic, la 300 mm Hg.

Modelul matematic propus are următoarea expresie :

$$\alpha_{real} = \left[\varepsilon_{apă} - \left(\varepsilon_{apă}\frac{\alpha_{sat}}{q_{sat}^{0,7}}\right)\cdot\frac{x}{x_{sat}}\right]\cdot\left\{1-\left(1-\frac{\alpha_1}{\left[\varepsilon_{apă}-\left(\varepsilon_{apă}-\frac{\alpha_{sat}}{q_{sat}^{0,7}}\right)\cdot\frac{x_1}{x_{sat}}\cdot q_1^{0,7}\right.}\right)\cdot\right.$$

$$\left.\frac{1-\dfrac{\alpha_1}{\left[\varepsilon_{apă}-\left(\varepsilon_{apă}-\dfrac{\alpha_{sat}}{q_{sat}^{0,7}}\right)\cdot\dfrac{x_1}{x_{sat}}\right]\cdot q_1^{0,7}}}{\lg\dfrac{1-\dfrac{\alpha_2}{\left[\varepsilon_{apă}-\left(\varepsilon_{apă}-\dfrac{\alpha_{sat}}{q_{sat}^{0,7}}\right)\cdot\dfrac{x_2}{x_{sat}}\right]\cdot q_2^{0,7}}}{\lg\left(\dfrac{x_1}{x_{sat}}-\dfrac{\Delta p_1}{\Delta p_{sat}}\right)\Big/\left(\dfrac{x_2}{x_{sat}}-\dfrac{\Delta p_2}{\Delta p_{sat}}\right)}}\cdot\left[\frac{\dfrac{x}{x_{sat}}-\dfrac{\Delta p}{\Delta p_{sat}}}{\dfrac{x_1}{x_{sat}}-\dfrac{\Delta p_1}{\Delta p_{sat}}}\right]\right\}\cdot q^{0,7}$$

BIBLIOGRAFIE

1. K. Stephan, Abhol. des Dt. Kältetechni. Vereins, nr. 18, 98 (1964).
2. O. Happel şi K. Stephan, Heat Transfer Proc., Inst. Heat Transfer Conf. 5th, Tokio, Japonia, vol. IV, 1974, p. 340.
3. L. M. Grigoriev, Conference of Heat and Mass exchange, Minsk, 1961.
4. Z. Gropşianu, D. Kohn, V. Jişcanu şi A. Iovi, Bul. şt. şi tehn. al I.P. „Traian Vuia" Timişoara, nr. 2 (1976) (sub tipar).
5. Z. Gropşianu, D. Kohn şi A. Iovi, Rev. Roumaine de chimie, 15, nr. 6, 887 (1970).
6. Z. Gropşianu, D. Kohn şi A. Iovi, Rev. Roumaine de chimie, 14, nr. 6, 721 (1969).
7. * * * Spravocinic azotcica, vol. II, Izd. himia, Moscva, 1969, p. 173.
8. A. Iovi, Tehnologia acidului fosforic şi fosfaţilor tehnici, Lit. I.P. „Traian Vuia" Timişoara, 1975, p. 256.

ТЕПЛОПЕРЕДАЧА ПРИ КИПЕНИИ В ПУЗЫРКАХ ВОДНЫХ РАСТВОРОВ ВЕЩЕСТВ, ИМЕЮЩИХ ОРГАНИЧЕННУЮ РАСТВОРИМОСТЬ (II).

РЕЗЮМЕ

В работе предложено новое расчётное уровнение коэффициента теплопередачи при кипении водных растворов веществ, имеющих ограниченную растворимость и приведён метод расчёта. Уровнение имеет следующий вид :

$$\frac{\alpha_{real}}{\alpha_{ideal}} = 1 - c\left(\frac{x}{x_{sat}} - \frac{\Delta p}{\Delta p_{sat}}\right)^d$$

где :

α_{real} — реальный коэффициент теплоотдачи при кипении, вт/м^2 град ;
α_{ideal} — идеальный коэффициент теплоотдачи при кипений [4], вт/м^2 град ;
c — коэффициент, зависящий от природы растворенного вещества и рабочего давления ;
d — коэффициент, зависящий от природы растворенного вещества ;
x — концентрация раствора, мол. доли ;
x_{sat} — концентрация насыщенного раствора, мол. доли ;
Δp — разница давления между давлением паров чистого растворителя (p) при температуре кипения раствора, имеющего концентрацию x и рабочим давлением (po),
Δp_{sat} — разница давления между давлением паров чистого растворителя при температуре кипения насыщенного раствора и рабочим давлением,

Использование этого уравнения на всей области концентраций (от $x=0$ до $x=x_{sat}$ и плотностей теплового потока, требует минимального числа экспериментальных определений (трёх) для α_{real}.

Уравнение было проверено для водных растворов нитрата калия и двухзамещённого фосфота натрия при атмосферного давлении и 300 мм Hg.

Расчётные данные представляют очень хорошое соответствие с экспериментальными данными, приведёнными в литературе [5,6] для этих растворов, что подтверждает правильность предложенного расчётного уравнения.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA CHIMIE

Tom 22 (36) Fascicola 2—1977

CINETICA MONOESTERIFICĂRII ANHIDRIDEI FTALICE CU OCTANOL (2-ETILHEXANOL).

DE

G. PÂRLEA, MARIA PORAICU şi P. TRIBUNESCU

Esterii acidului ftalic cu alcooli superiori prezintă o importanţă tehnică deosebită, fiind folosiţi în mari cantităţi ca plastifianţi, [1—3] motiv pentru care conducerea procesului la parametrii optimi este o condiţie absolut necesară şi acest din urmă deziderat impune la rîndul lui cunoaşterea exactă a tuturor factorilor care condiţionează reacţia de esterificare, cunoaşterea cineticii procesului.

Reacţia de formare a dioctiftalatului are loc în două etape distincte, de formare a monoesterului şi final cea de formare a diesterului.

Studiile efectuate asupra obţinerii dioctilftalatului au arătat că prima etapă, reacţia dintre anhidridă şi o moleculă de alcool, la temperatura de dizolvare a anhidridei în alcool este rapidă, are loc practic concomitent cu procesul de dizolvare şi nu necesită catalizator. În schimb a doua etapă, reacţia dintre monoester şi alcool este mult mai lentă şi necesită prezenţa unui catalizator [4—5].

Studiile cinetice existente în literatură se referă în special la etapa a doua, motiv pentru care ne-am îndreptat atenţia spre prima etapă, în prezenta notă fiind redate rezultatele studiului cinetic al acesteia. S-a studiat astfel viteza reacţiei dintre reactanţii puri, în absenţa solvenţilor, la temperaturi cuprinse între 130—150 °C.

Ca urmare a dificultăţilor experimentale pe care le implică determinarea concentraţiei în amestecul de reacţie, în condiţiile date, s-a ales pentru controlul procesului, o metodă termică diferenţială, bazată pe efectul termic al procesului. Metoda este aplicabilă, deoarece pe lîngă viteza destul mare — reacţia respectivă este însoţită de un efect exoterm însemnat.

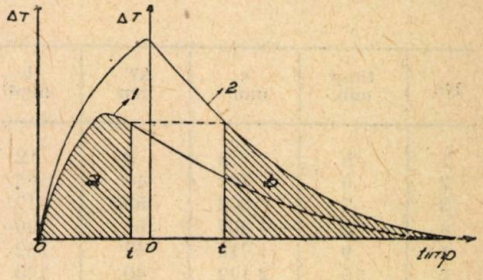


Fig. 1.

Borchard şi Daniels [6] au stabilit un mod de lucru, pentru asemenea reacţii, bazat pe o tratare matematică relativ simplă şi care permite determinarea parametrilor cinetici şi entalpia procesului. Practic se înregistrează curba termică diferenţială — ATD — a procesului şi separat, a încălzirii-răcirii sistemului după ce acesta a primit o cantitate de căldură prin efect Joule-Lenz. Prin reprezentarea grafică a variaţiei temperaturii sistemului reactant — ΔT — ca funcţie de timp se obţine o diagramă de tipul celei arătate în figura 1, în care A şi B reprezintă suprafeţele acoperite de curba ATD a procesului chimic, respectiv a procesului de încălzire-răcire, iar a şi b sînt suprafeţele acoperite de cele două curbe la timpul t de reacţie cînd s-au transformat n moli de reactant. Dacă se notează cu n_0 numărul de moli iniţiali, între gradul de avansare al reacţiei şi suprafeţele a, b şi A se stabileşte relaţia :

$$\frac{n_0 - n}{n_0} = \frac{a+b}{A} = \alpha$$

Dacă suprafeţele a şi A se stabilesc prin integrare grafică pentru b se foloseşte o metodă propusă de P. Baumgartner şi P. Duhant [7], bazată pe reprezentarea grafică a funcţiei $\log(\Delta T) = f(\text{timp})$. Cunoaşterea gradului de avansare al reacţiei permite calculul parametrilor cinetici.

Metoda permite şi calculul entalpiei de reacţie, întrucît suprafaţa A este proporţională cu entalpia, în timp ce suprafaţa B este proporţională cu cantitatea de căldură Q, dată sistemului prin efect Joule-Lenz. Pentru entalpie se obţine relaţia :

$$\Delta H = Q \frac{A}{B}$$

Partea experimentală. Instalaţia folosită la determinări este prezentată în figura 2 şi constă în principiu dintr-un vas de reacţie termostatat, prevăzut cu agitator, rezistenţă de încălzire şi un termocuplu diferenţial, cu al doilea punct de contact dispus în baia termostatului şi ale cărui indicaţii sînt înregistrate la un milivoltmetru înregistrator. În vasul de reacţie se introduce anhidrida ftalică, în timp ce alcoolul se introduce într-un vas separat, pînă la atingerea temperaturii de lucru

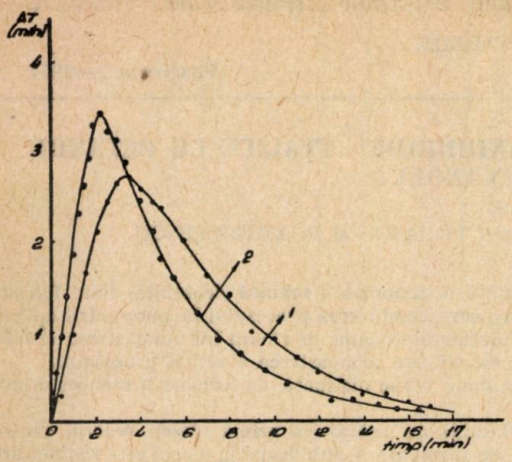


Fig. 2.

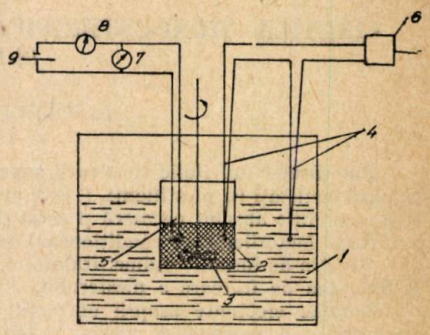


Fig. 3.

cînd se lasă să se scurgă rapid în vasul de reacţie. Concomitent cu amestecarea reactanţilor se înregistrează şi curba *ATD* a reacţiei. După terminarea reacţiei se dă sistemului reactant o cantitate de căldură cunoscută, înregistrîndu-se şi curba *ATD*.

S-au efectuat determinări la 130, 140 şi 150 °C, cu raport molar unitar al reactanţilor, iar la 130 °C s-a lucrat şi cu exces de alcool în raportul 2 : 1 respectiv 3 : 1.

Prin intermediul curbelor termice diferenţiale $\Delta T = f$ (timp) s-a calculat gradul de avansare al reacţiei, ca funcţie de timp, pentru fiecare caz în parte. Pentru exemplificare în figura 3 se reprezintă curbele obţinute la 130 °C şi raport molar unitar, iar în tabelele I, II şi III valorile calculate

Tabela I

Nr.	timp min.	a mm²	ΔT mm	b mm²	$a+b$	$\alpha = \frac{a+b}{A}$	$1-\alpha$	$\log(1-\alpha)$
1	5	2	3	12	14	0,039	0,961	−0,0173
2	6	202	40	163	365	0,103	0,897	−0,0472
3	7	662	53	217	879	0,245	0,755	−0,221
4	8	1 207	54	220	1 427	0,398	0,602	−0,2204
5	9	1 712	47	192	1 904	0,530	0,470	−0,3278
6	10	2 142	40	163	2 305	0,640	0,360	−0,4437
7	11	2 502	32	131	2 633	0,735	0,265	−0,5768
8	12	2 792	26	106	2 898	0,810	0,190	−0,7213
9	13	3 022	20	82	3 106	0,865	0,135	−0,8697
10	14	3 192	14	57	3 249	0,930	0,070	−1,1549

Tabela II

Nr.	timp min.	a mm²	ΔT mm	b mm²	$a+b$	$\frac{a+b}{A}$	$1-\alpha$	$\log(1-\alpha)$
1	1	27	25	113	140	0,026	0,094	−0,0114
2	2	627	90	405	1 032	0,190	0,810	−0,0915
3	3	1 535	27	392	1 927	0,353	0,647	−0,1891
4	4	2 330	72	325	2 655	0,479	0,521	−0,2832
5	5	2 970	57	257	3 227	0,596	0,404	−0,3936
6	6	3 490	47	211	3 701	0,683	0,317	−0,4989
7	7	3 915	38	171	4 086	0,750	0,250	−0,6021
8	8	4 255	30	135	4 390	0,810	0,190	−0,7212
9	9	4 525	24	108	4 633	0,855	0,145	−0,9136
10	10	4 735	20	90	4 825	0,878	0,122	−0,9136

Tabela III

Nr.	timp min.	a mm²	ΔT mm	b mm²	$a+b$	$\frac{a+b}{A}$	$1-\alpha$	$\log(1-\alpha)$
1	1,5	37	25	99	136	0,032	0,968	−0,0141
2	2,0	297	74	291	588	0,124	0,876	−0,0575
3	2,5	754	100	393	1 147	0,243	0,757	−0,1210
4	3,0	1 242	95	354	1 596	0,337	0,663	−0,1785
5	3,5	1 687	85	334	2 021	0,426	0,574	−0,2411
6	4,0	2 087	75	295	2 382	0,502	0,498	−0,3028
7	4,5	2 439	66	259	2 698	0,570	0,430	−0,3665
8	5,0	2 754	60	236	2 990	0,630	0,370	−0,4318
9	5,5	3 034	52	204	3 238	0,685	0,315	−0,5017

pe baza curbelor *ATD* (la temperaturile 130, 140 și respectiv 150 °C), similare celei prezentate în figura 3. Valorile astfel obținute au stat la baza calculului constantelor de viteză.

Interpretarea rezultatelor. Prin reprezentarea grafică a valorilor log $(1-\alpha)$ în funcție de timp s-au obținut puncte coliniare, pentru toate determinările, fapt care arată că reacția se desfășoară conform unei ecuații de viteză de ordinul I. Constantele de viteză ale căror valori medii sînt arătate în tabela IV s-au calculat din pantele dreptelor respective. În aceeași tabelă este redată și valoarea energiei de activare $E=13{,}2$ *KJ*/mol.

Tabela IV

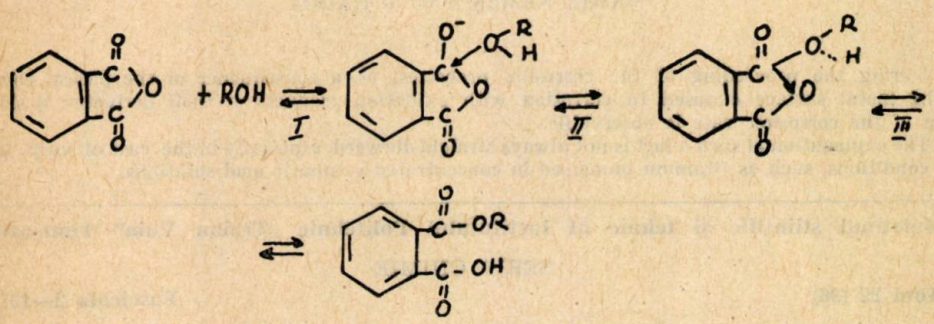
Nr. crt.	*AF/AO*	t °C	k_{min}^{-1}	E *KJ*/mol
1	1 : 1	130	0,258	
2	1 : 1	140	0,287	13,2
3	1 : 1	150	0,309	

Tabela V

Nr. crt.	*AF/AO*	t °C	k_{min}^{-1}
1	1 : 1	130	0,258
2	1 : 2	130	0,254
3	1 : 3	130	0,255

Din datele obținute la determinările efectuate cu exces de alcool s-au calculat constantele de viteză din tabela III, constante care nu prezintă variații semnificative la modificarea raportului molar al reactanților, de unde reiese că viteza de reacție variază liniar cu concentrația anhidridei ftalice și nu depinde de concentrația alcoolului. Entalpia reacției corespunde valorii $\Delta H=-36\pm0{,}7$ *KJ*/mol. Calculul entropiei de activare și al entalpiei libere de activare dă valorile: $\Delta S^{x}=-259{,}5$ *J*/mol grad și $\Delta G^{x}=104{,}6$ *KJ*/mol.

Dacă se are în vedere schema probabilă a mecanismului de reacție:



în cadrul căreia complexul activat rezultă prin condensarea a două molecule libere, condensare care se efectuează cu pierderea unor grade de libertate, este firesc ca entropia de activare să fie negativă şi destul de mare în valoare absolută. Totuşi în cazul de faţă valoarea obţinută este foarte ridicată, fapt care demonstrează capacitatea mare de interacţiune a reactanţilor cu formarea complexului activat Pe de altă parte valoarea pozitivă, mare, a entalpiei libere de activare, arătă că complexul rezultat este foarte bogat în energie şi ca atare extrem de instabil, ceea ce duce implicit la viteză mare de reacţie.

Întrucît reacţia este de ordinul I şi monomoleculară reiese că determinantă de viteză trebuie să fie una din etapele II sau III, care se referă la restructurări monomoleculare. Din analiza atentă a celor două etape arătate, reiese că restructurarea II trebuie să fie mai lentă decît III, aceasta avînd în vedere că după atacul nucleofil al alcoolului, în etapa II are loc o restructurare electronică a complexului activat, în timp ce etapa III de separare a atomului H de oxigenul alcoolului, cu formarea grupării carboxilice are loc concomitent cu apariţia sarcinii negative la oxigenul grupării respective.

În concluzie reacţia de formare a monoesterului anhidridei ftalice cu octanol este o reacţie de ordinul I şi monomoleculară, viteza acesteia fiind independentă de concentraţia alcoolului din mediul de reacţie.

BIBLIOGRAFIE

1. A. A. Berlin, E. T. Belianina, *Khim. prom.*, 6 (1958), 340.
2. A. I. Kutepova, N. I. Grişko, G. N. Ignatova, G. B. Nuravlianskaia, N. M. Suvorova, *Plast. massî.*, 7, (1968), 50.
3. L. M. Bolotina, A. I. Kuţenko, E. G. Maksimenko, *Plast. massî*, 7, (1973), 13.
4. P. Sherwood, *Erdoelkhole, Erdgas Petrochem.* 22 (9), (1969), 525.
5. Suter Hubert, *Chem. Ing. Tech.*, 41 (17), (1969), 971.
6. H. I. Borchard, F. Daniels, *J. Amer. Che,. Soc.*, 79, (1951), 41.
7. P. Baumgarthner, P. Duhant, *Bul. Soc. chim. France*, 1960, 26.

KINETICS OF MONO (2-ETYL-HEXYL) PHTHALATE SYNTESIS

SUMMARY

The reaction of phthalic monoester formation from phthalic anhydride and 2-etyl-hexanol is fast and exothermic and thus permits study of syntesis kinetics by the thermo-differential method. The monoesterification is of first order with respect to phthalic anhydride and does not the use of a catalyst. The rate of reaction has been studied at 130°, 140° and 150° and rate constants found by us were : 0,258, 0,287 and 0,309 min^{-1}. The activation energy was found to be : 13,2 KJ/mol respectively the enthalpy of reaction : — 36 KJ/mol.

ABOUT THE CORROSION OF TITANIUM IN SULPHURIC ACID MEDIUM

BY

MARIA NEMEŞ AND I. RĂDOI

During the proceeding of the corrosion processes, as a consequence of the partial covering of the metal surface exposed to corrosion with oxidation products or their derivates, a slowing down of the corrosion rate is observable.

The explanation of such a fact is not always straight-forward, especially in the case of very agressive conditions, such as titanium immersed in concentrated sulphuric acid solutions.

Investigating the behaviour of titanium in concentrated sulphuric acid mediums at higt temperatures, we found it more complex, than treated in the literature and interesting especially regarding the interpretation that may be given to it.

We are trying to give an explanation of the corrosion mechanism, as well as the „passivation" mechanism, by correlating the observed potential-time-dependence of titanium immersed in sulphuric acid solutions, with the possible anodic and cathodic reactions.

In a foregoing paper [1] we reported on the peculiarity of the observed potential time dependence in the case of a titanium sample immersed in sulphuric acid. In the first few minutes (no more than 2—3), in sulphuric acid 1 : 1, at 80 °C, the potential of titanium varies from +450 mV (N.H.E.) to −350÷−450 mV, while hydrogen evolution starts suddenly only at the end of this first section. In the following (second) section, which lasts 6—14 minutes, the potential shifts again towards more positive values i.e. from −350÷ −450 mV to −200÷0 mV, at the beginning very slowly, then fast. Hydrogen evolution is very abundant at the beginning of this section, as a consequence of the foregoing section, while at the end it becomes hardly observable. In the third section the potential shifts again towards more negative values, i.e. from 0÷−200 mV up te −350÷−380 mV in a timeperiod of 160—180 minutes. Hydrogen evolution slightly increases, then it becomes hardly noticable. Finally, in the fourth section, which lasts for at least 80—100 hours, the potential stays at −350÷−380 mV, occasionally shifts with less than 0.01 mV/minute at the beginning towards more negative values, then towards more positive ones. No gas evolution could be detected during this section.

This at the first sight unexpected potential variations determine a decrease of the penetration speed of the attack calculated from the amount of metal passed into the solution, as shown in table 1, for a H_2SO_4 1 : 1 solution at 80° and 60 °C.

Table 1

Penetration speed of the attack of titanium in H_2SO_4 1: 1.

Time, hours		10	20	30	40	50	60	70
penetration speed	80 °C	9	15	20	25	28	30	32
	60 °C	2	4	6	7	8	9	–

As no hydrogen evolution is detectable in the first section, the most likely cathodic process, coupled to the anodic corrosion process, would be the reduction of the oxide, according to the reaction [2] :

$$C,TiO_2+4H^++4e \rightarrow Ti+2H_2O \qquad \Delta\Phi^\circ_C=-0{\cdot}86\ V \tag{1}$$

The anodic process could be the dissolution of titanium under formation of TiO^{2+} or Ti^{3+} [2]

$$A.I.\ Ti+H_2O \rightarrow TiO^{2+}+2H^++4e \qquad \Delta\Phi_{A.I}=-0.88\ V \tag{2}$$

$$A.II.\ Ti \rightarrow Ti^{3+}+3e \qquad \Delta\Phi_{A.II}=-1.2\ V \tag{3}$$

The common corrosion potential is expected to be situated between the potentials of the two coupled partial potentials, but experimentally we found for this section the potential shifting from +450 mV to −460 mV (NHE).

Assuming the surface layer as a metal-oxide „mixture" similar to a solid solution, we may use Nernst-type relations in order to qualitatively estimate the potential shift in this period :

$$\Delta\Phi_C=-0.86+0.0175\lg\frac{a_{TiO_2}\cdot a_{H^+}^4}{a_{Ti}} \tag{4}$$

$$\Delta\Phi_{A.I.}=-0.88+0.0175\lg\frac{a_{TiO^{2+}}\cdot a_{H^+}^2}{a_{Ti}} \tag{5}$$

$$\Delta\Phi_{A.II}=-1.2+0.023\lg\frac{a_{Ti^{3+}}}{a_{Ti}}. \tag{6}$$

Accepting the characteristic of a „solid solution" for the surface layer and taking into account that at the beginning $a_H + \geqslant 1$, $a_{Ti} \to 0$ while $a_{TiO_2} \simeq 1$, it follows, that at this point $\Delta\Phi_C$ takes much more positive values than Φ°_C (relation 4). Similar qualitative considerations point to the fact that at the beginning $\Delta\Phi_{A.I.}$ takes also more positive values than $\Delta\Phi^\circ_{A.I.}$ but the difference is less pronounced than in the case of the cathodic process $\Delta\Phi_{A.II.}$ does not seem to differ significantly from $\Delta\Phi^\circ_{A.II.}$

According to the above considerations the common corrosion potential, established at the moment of immersion, ($\Delta\Phi_1$ in figure 1, where we plotted the polarisation curves for the proposed reactions) is expected to take much more positive values than $\Delta\Phi^\circ_C$.

As the reduction of the oxide proceeds (equation 1), $\Delta\Phi$ shifts to more negative values, as a consequence of the decrease of a_{TiO_2} and the increase of a_{Ti}. At the same time a decrease of the slope of the corresponding polarisation curves is possible, as a consequence of the disappearing of the reacting species (curves *C* 1, 2, 3 in fig. 1).

The proceeding of reaction (2) and (3) does not seem to affect the corresponding potentials $\Delta\Phi_{A.I.}$ and $\Delta\Phi_{A.II.}$. The appearance of massiv titanium after the removal of the surface oxide, is very likely to bring about an increase in the slope of the corresponding polarisation curves (curves *A* 1, 2, 3 in figure 1).

As a result of the mentioned modifications the common corrosion potential is supposed to shift to more negative values ($\Delta\Phi_1 \to \Delta\Phi_2 \to \Delta\Phi_3$ in fig. 1), in accordance with our experimental observations.

The nature of the surface oxides, mentioned in the literature [3] does not significantly affect the above considerations. *

The end of the oxide reduction marks the beginning of the second section, when the cathodic process is mainly represented by the reduction of the hydrogen ion :

$$\text{C.II.}\quad 2H^+ + 2e \to H_2 \qquad \Delta\Phi^\circ_{C.II.} = 0{,}00 \tag{7}$$

As $a_H + \geqslant 1$ an at the beginning $a_{H_2} \simeq 0$, hydrogen evolution is becoming possible at potentials even more positive than $\Delta\Phi_{C.II.}$ according to :

$$\Delta\Phi_{C.II.} = 0.000 + 0.035 \lg \frac{a^2_{H^+}}{a_{H_2}} \tag{8}$$

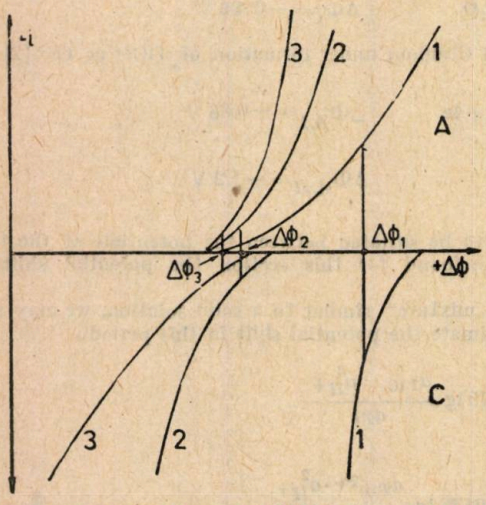


Fig. 1. Polarisation curves for the presumed cathodic (C) and anodic (A) reactions in the first of the potential-time depedence.

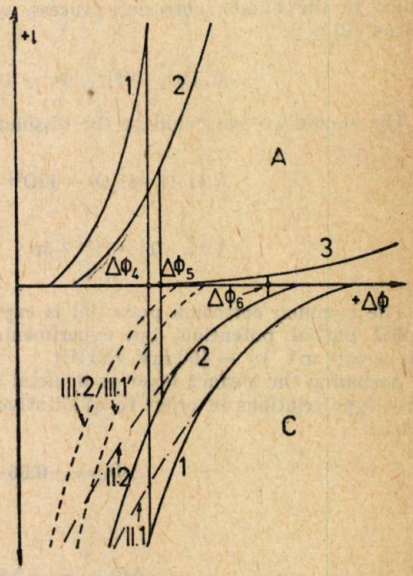


Fig. 2. Polarisation curves for the possible cathodic and anodic reactions in the second section of the potential-time dependence : .—.—.—.—.— Reduction of H -ion (eq. 7); — — — — — Hydride formation (eq. 9); ———·—— Resultant cathodic and anodic polarisation curves.

The coupling of a cathodic proces with such a positive equilibrium potential with the ionisation of titanium presenting a fairly negative equilibrium value, accounts for the intensive gas evolution at the beginning of this period, while the common potential ($\Delta\varnothing_4$ in fig. 2) is expected to take a value situated between the equilibrium potentials, i.e. about $-0.35 \div -0.45$, according to our experimental observations. The fairly high overpotential for the hydrogen evolution accounts for the possibility of the formation of TiH_2 according to the reaction :

$$\text{C. III. } Ti + 2H^+ + 2e \rightarrow TiH_2 \qquad \Delta\Phi^\circ_{C.III.} = -0.45V \tag{9}$$

As at the beginning a_{TiH_2} is very small, hydride formation can occur at potentials which are even ess negative than $-0{,}45$lV, according to the relation :

$$\Delta\Phi_{\overline{C.III.}} = -0.45 + 0.35 \lg \frac{a_{Ti} \cdot a^2_{H^+}}{a_{TiH_2}} \tag{10}$$

The small potentialshift towards more positive potentials observable during the first part of this section ($\Delta\Phi_4 \rightarrow \Delta\Phi$ in fig. 2) could be explained trough a slightly more pronounced polarisation for the anodic reaction.

By the time the hydride layer becoms continuous, the overpotential for the anodic reaction increases drastically, cuasing a fast shift of the corrosion potential towards more positive values ($\Delta\varnothing$ in fig. 2), according to our experimental observations, indicating a fast potential shift from $-0.35 \div -0.45$ V to $0 \div -0.25$ V in the second part of this section. At such positive potentials hydrogen evolution is expected to decrease significantly, which is also confirmed by our experimental observations.

In the following section, the third one, the potential shifts again towards more negative values, up to $-0.35 \div -0.38$ V. As hydrogen evolution is hardly detectable, we have to admit the proceeding of another cathodic reaction, which most likely could be the formation of TiH_2 (eq. 7). The coupled anodic reactions could be either the ionisation reactions of titanium (eq. 2 or 3), being now covered with a hydride layer of a certain thickness, or the anodic dissolution of $Ti\,H_2$, according to :

$$TiH_2 \rightarrow Ti^{3+} + 2H^+ + 5e \qquad \Delta\Phi^\circ = -0.54 \tag{11}$$

As the formation of TiH_2 proceeds (eq. 9) the overpotential for its dissolution (eq. 11) decreases which leads to an increase of the slope for its polarisation curve.

Along with the thickening of the hydride layer the overpotentials coresponding to the possible cathodic processes i.e. hidrogen evolution and hydride formation, increse, leading to a decrease of the slope of the corresponding polarisation curves.

Taking into account above considerations a shift of the corrosion potential towards more negative values is to be expected, in accordance with our experimental observations.

At this point the formation of TiH [4] is also possible, according to :

$$Ti + H^+ + e \rightarrow TiH \qquad \Delta\Phi^\circ = -0.65 \text{ V} \tag{12}$$

The constant potential, around -0.35 V, characteristic to the fourth section, the absence of hydrogen evolution, as well as the decrease of the amount of titanium passed into the solution (tab. 1) lead to the supposition that in this section the cathodic formation reaction of the hydrides (9) and (12) proceed coupled with the anodic dissolution reactions (11) and (13)l:

$$TiH \rightarrow Ti^{3+} + H^+ + 4e \qquad \Delta\Phi^\circ = -0.74 \text{ V} \tag{13}$$

The small difference between the potentials of the coupled reactions is responsable for the small rate they are proceeding with.

The slight potentialshifts observed in this sections might be due to some modifications in the overpotentials of the cathodic and anodic reactions.

Conclusions. The considerations presented so for have to be regarded as a simplification, as in each section only the main processes were taken into account and the transition from the processes characteristic to one section to the processes characteristic to the following section does not happen suddenly, but continuously. Nevertheless, as the proceeding of the presumed reactions succeeded to explain the experimentally observed potentialshifts, we may conclude, that they represent the main processes occuring in the particular sections.

---

* Removing the O_2 from the solution did not modify the behaviour.

The different extension of the first and second section for various samples, as well as the different potentiallimits, that were reached may be explained through the differences existing in the initial surface state of the samples. As already mentioned [1], the sample was immersed into the solution mostly without any pretreatment. Only a few samples were initially abraded shortly before experiment. For this reason, their surface was covered with an initial oxide layer of different thickness, qualitatively and quantitatively different impurities, mechanical uneveness, etc.

The different behaviour of titanium as a function of the pretreatment of its initial surface is also mentioned in the literature [5]

Our observation [1] are showing, that after a certain time the behaviour of the various samples becomes the same that this happens the sooner, the higher the working temperature is. Finally a steady state condition is reached (fourth section) macrocopically similar to a „passivation".

A difficulty in the above explanation regarding the behaviour of Ti in concentrated sulphuric acid medium at temperatures around 80 °C lies in the interpretation of the highly positive initial potentials in the moment of its immersion in the acid. Besides the hypotheses of the „solid solution" we have used above, we cannot neglect the possibility of oxygen reduction or the reduction of the TiO_2^+-ion.

The reduction of oxygen as a cathodic process coupled with the anodic processes A.I. or A.II. could be an explanation of the highly positive initial potentials (up to +0,450 V, NHE), found with some of the samples. We have eliminated this assumtion bubbling nitrogen through the solution for at least an hour before the experiment, which did not change the behaviour of the samples in the first section. The second possibility, the reduction of TiO^{2+} resulting from the chemical dissolution of the surface layer of hydrated oxide, according to

$$TiO(OH)_2 \rightarrow TiO^{2+} + 2\,OH^- \tag{14}$$

$$TiO^{2+} + 2H^+ + e \rightarrow Ti^{3+} + H_2O \qquad \Delta\Phi^\circ_{C.I.} = 0{,}10\ V\ [2] \tag{15}$$

with a normal potential value of $\Delta\Phi^\circ_{C.I.} = 0{,}10$ V could be taken into account for the explanation of a initially positive potential value, but as could be seen, still more negative than the experimentally observed values in some of the cases.

The choise of explanation through the „solid solution" hypotheses is due to the fact that it does not limit the highly positive initial potential value, as long as a_{Ti} could be assumed negligible small.

REFERENCES

1. I. Rădoi and M. Nemeș, Bull. Șt. Tehn. Inst. Politeh. Timișoara Tom 21 (25), Fasc. 2 (1976) pag. 237.
2. W. M. Latimer, „The oxidation states of the elements and their potentials in aqueous solutions" 2nd ed., Izdatelstvo innostrannoi literaturi", Moscow, 1954, p. 275—78.
3. N. D. Tomashov, R. M. Altovskii and Kushnerov, Dokl. A.N. C.C.C.R., **141,** 913 (1961).
4. A. M. Sukhotin and L. I. Tungusova, Zashch, Metal., **4,** 8 (1968).
5. D. I. Phillips, P. Poole and L. L. Shreir, Corros. Sci., **14,** 533, (1974).